

УДК 621.9.04

Державний реєстраційний № 0115U001902

Міністерство освіти і науки України

Харківський національний економічний університет імені Семена Кузнеця

61166, м. Харків, проспект Леніна, 9 А

тел. (057) 702-03-04, факс (057) 702-07-17

ПОГОДЖЕНО

Директор Товариства

з обмеженою

відповідальністю

«ВТ-ІНЖИНІРІНГ»

_____ **В.І. Чергінець**

М.П.

2015.12.31

ЗАТВЕРДЖУЮ

Ректор Харківського національного

економічного університету

імені Семена Кузнеця

докт. екон. наук, професор

_____ **В.С. Пономаренко**

М.П.

2015.12.31

ЗВІТ

ПРО НАУКОВО-ДОСЛІДНУ РОБОТУ

ЗА ДОГОВОРОМ ЕУ № 401 від 28.08.2015 р.

**РОЗРОБКА ЕФЕКТИВНОГО ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ
ВИСОКОПРОДУКТИВНОЇ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ**

ГІДРАВЛІЧНИХ СИСТЕМ

(заключний)

Керівник НДР,

старший науковий співробітник

докт. техн. наук, професор

_____ **Ф.В. Новіков**

2015.12.31

Рукопис закінчено 22 грудня 2015 р.

СПИСОК АВТОРІВ

Керівник НДР, старший науковий співробітник	_____	Ф.В. Новіков (загальне керівництво, вступ, розд. 1)
	2015.12.31	
Відповідальний виконавець, молодший науковий співробітник	_____	В.О. Жовтобрюх (реферат, розд. 2, висновки, рекомендації)
	2015.12.31	
Лаборант	_____	С.В. Воліков (оброблення статистичної інформації)
	2015.12.31	
Лаборант	_____	В.В. Волікова (оформлення звіту)
	2015.12.31	

РЕФЕРАТ

Звіт про НДР: 81 с., 33 рис., 5 табл., 30 джерел.

Об'єкт дослідження – прогресивні технологічні процеси механічної обробки деталей гідравлічних систем.

Мета роботи – підвищення продуктивності обробки деталей гідравлічних систем на основі застосування прогресивних конструкцій інструментів, методів високошвидкісного різання і вибору оптимальних режимів різання.

Предмет дослідження – теоретичний аналіз умов зменшення собівартості й підвищення продуктивності обробки деталей гідравлічних систем і на цій основі обґрунтування й вибір раціональних режимів різання та характеристик лезових інструментів.

Методи дослідження та апаратура – фундаментальні положення технології машинобудування, теорії різання матеріалів, опору матеріалів, фізики, математичного аналізу, математичного моделювання з застосуванням профілографа-профілометра, твердоміра Роквелла, мікроскопа МІМ-8.

Визначені умови підвищення продуктивності обробки високоточних деталей гідравлічних систем. Проведене теоретичне обґрунтування умов зниження силової та теплової напруженості процесу різання лезовими й абразивними інструментами. Виконано теоретичний аналіз закономірностей стружкоутворення при різанні. Розкрито закономірності виникнення автоколивань в процесі різання. Обґрунтовано умови зменшення температури різання й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі за рахунок переходу в область високошвидкісного різання різальними лезовими інструментами із застосуванням зносостійких інструментальних матеріалів – тврдосплавних і керамічних пластин з нанесеними на їх робочі поверхні зносостійкими покриттями. Визначені оптимальні умови обробки, включаючи оптимальні параметри режиму різання й характеристики різального інструменту.

Основні результати дослідження реалізовано в навчальному процесі ХНЕУ ім. С. Кузнеця та впроваджено в діяльність Товариства з обмеженою відповідальністю «ВТ-ІНЖИНІРІНГ» (м. Дніпропетровськ).

МЕХАНІЧНА ОБРОБКА, ТОЧІННЯ, ШЛІФУВАННЯ, ГІДРАВЛІЧНІ СИСТЕМИ, ПРОДУКТИВНІСТЬ ОБРОБКИ, ТЕМПЕРАТУРА РІЗАННЯ, СТІЙКІСТЬ ІНСТРУМЕНТА, ЯКІСТЬ ОБРОБКИ, РЕЖИМ РІЗАННЯ.

ЗМІСТ

	стор.
ВСТУП	5
1. ПРОВЕДЕННЯ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ УМОВ ПІДВИЩЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ГІДРАВЛІЧНИХ СИСТЕМ	6
1.1. Теоретичне визначення умов зменшення силової напруженості процесу різання	6
1.2. Умови зменшення інтенсивності автоколивань, що виникають у процесі різання	26
1.3. Умови зменшення теплової напруженості процесів різання	34
1.4. Розробка ефективних технологій алмазного шліфування	42
1.5. Обґрунтування умов ефективного застосування високошвидкісного різання матеріалів	51
1.6. Аналітичне визначення оптимальних параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки	55
2. РОЗРОБКА ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ ЩОДО ВИБОРУ ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСНІЙ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ГІДРАВЛІЧНИХ СИСТЕМ	60
2.1. П'ятиосевий портальний обробний центр DOOSAN VM 2740U – найкраще рішення для високошвидкісної обробки великогабаритних авіаційних деталей	60
2.2. Ефективне застосування різальних інструментів в умовах високошвидкісної обробки	63
2.3. Високошвидкісне точіння інструментами з кераміки	67
2.3.1. Загальна характеристика процесу різання інструментами з кераміки	67
2.3.2. Особливості різання термооброблених матеріалів	68
2.3.3. Ефективність обробки чавуну	69
2.3.4. Ефективність обробки жароміцних матеріалів	70
2.3.5. Досвід ефективного застосування різальних керамічних пластин	72
ВИСНОВКИ	75
РЕКОМЕНДАЦІЇ	77
СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ	78
ДОДАТКИ	81

ВСТУП

Для підвищення ефективності механічної обробки відповідальних деталей гідравлічних систем, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, в останні роки широко застосовуються сучасні високооборотні металорізальні верстати зі ЧПУ типу “обробний центр” і різальні інструменти, які характеризуються підвищеною зносостійкістю. Однак, здійснення обробки на цих верстатах на режимах різання, що рекомендують виробники та які традиційно використовують в економічно розвинених країнах, в умовах виробництва України призводить до збільшення собівартості обробки й зниження продуктивності обробки. Це зажадало розробки нових підходів до вибору оптимальних параметрів процесу різання в умовах високошвидкісної обробки з урахуванням особливостей технологічних і економічних умов машинобудівного виробництва України. У зв'язку із цим, у роботі на основі теоретичних і експериментальних досліджень температури різання й стійкості різальних інструментів установлені нові співвідношення параметрів режиму різання, які дозволяють зменшити собівартість і збільшити продуктивність обробки при забезпеченні високої якості оброблюваних поверхонь. Це дозволяє ефективно застосовувати нове дороге імпортне устаткування й інструменти в умовах обробки відповідальних деталей гідравлічних систем. Так, апробація результатів досліджень у Товаристві з обмеженою відповідальністю « ВТ-ІНЖИНІРІНГ» (м. Дніпропетровськ) при розробці й впровадженні нових технологічних процесів обробки деталей на верстатах зі ЧПУ на підприємствах України, що займаються виготовленням різних гідравлічних систем, показала на можливість збільшення продуктивності обробки до 10 разів і зменшення собівартості обробки приблизно в таку ж кількість разів при забезпеченні високої якості оброблюваних поверхонь. Результати досліджень використовуються в основному виробництві ДП Харківський машинобудівних завод "ФЕД" на операціях механічної обробки високоточних деталей гідравлічної апаратури. Це дозволило домогтися підвищення продуктивності та якості обробки при економічно обґрунтованих витратах на виробництво порівняно з технологіями металообробки, реалізованими на традиційних застарілих моделях верстатів.

1. ПРОВЕДЕННЯ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ УМОВ ПІДВИЩЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ГІДРАВЛІЧНИХ СИСТЕМ

1.1. Теоретичне визначення умов зменшення силової напруженості процесу різання

При виготовленні відповідальних деталей гідравлічної апаратури постійно виникають проблеми, пов'язані з якістю їхньої механічної обробки, оскільки від цього залежать їхні експлуатаційні властивості й у цілому надійність роботи гідравлічних систем. Під якістю обробки деталей слід розуміти точність розмірів, форми, взаємного розташування поверхонь і стан поверхневого шару оброблюваної деталі. Забезпечуються ці параметри якості, як правило, на операціях остаточної обробки із застосуванням в основному абразивних інструментів (шліфувальних кругів, хонів, вільного абразиву та ін.), хоча в останні роки у зв'язку з появою нових високооборотних верстатів зі ЧПУ типу "обробний центр" домогтися високої якості обробки деталей можна й при лезовій обробці. Перспективними в цьому напрямку є високошвидкісні методи точіння (розточування) і фрезерування, що дозволяють суттєво зменшити силову й теплову напруженість процесу різання, тобто знизити сили й температуру різання. Тому для визначення умов підвищення продуктивності механічної обробки важливо знати умови зменшення силової напруженості. Для цього необхідно провести аналіз закономірностей стружкоутворення в процесі різання на основі робіт [2; 9; 10; 13; 16; 18; 20; 25; 26; 28].

У роботі [23] запропоновано умови стружкоутворення в процесі різання розглядати з позиції відомого рішення про руйнування бруса під дією поздовжніх сил. Тому припустимо, що брус піддається стиску від дії двох поздовжніх сил P , прикладених на торцях бруса (рис. 1.1). Руйнування бруса може відбутися уздовж умовної площини зсуву, розташованої під деяким кутом β до напрямку дії сил P . Дотичне напруження τ , що виникає в цій площині, визначається:

$$\tau = \frac{P_1}{b \cdot l}, \quad (1.1)$$

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

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

a, b – товщина й ширина бруса, м.

Тоді

$$\tau = \frac{P \cdot \cos \beta \cdot \sin \beta}{a \cdot b} = \frac{0,5 \cdot P \cdot \sin 2\beta}{a \cdot b}. \quad (1.2)$$

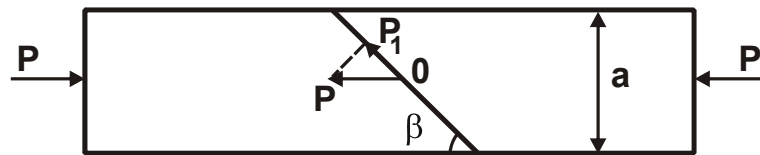


Рис. 1.1. Розрахункова схема визначення положення умовної площини зсуву матеріалу

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

$$\tau'_\beta = \frac{P}{a \cdot b} \cdot \cos 2\beta = 0, \quad (1.3)$$

звідки

$$\beta = 45^\circ. \quad (1.4)$$

Отже, руйнування бруса відбудеться уздовж умовної площини зсуву, розташованої під кутом $\beta = 45^\circ$ до напрямку дії сили P . Приймаючи, що при руйнуванні бруса дотичне напруження τ дорівнює межі міцності на зсув матеріалу бруса $\tau_{зсув}$, а кут $\beta = 45^\circ$, із залежності (1.2) можна визначити найбільшу силу P :

$$P = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} = a \cdot v \cdot \sigma_{ст}, \quad (1.5)$$

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

Відповідно до залежності (1.5), найбільша сила P тим більше, чим більше площа поперечного перерізу бруса ($a \cdot v$) й межа міцності на стиск матеріалу бруса $\sigma_{ст}$.

Використовуючи отримане рішення, можна визначити умови стружкоутворення під час різання матеріалу (рис. 1.2а). Очевидно, в процесі різання різцем з переднім кутом γ , рівним нулю, і відсутності тертя в зоні контакту передньої поверхні різця з оброблюваним матеріалом, руйнування матеріалу відбудеться в умовній площині зсуву OA , розташованій під кутом $\beta = 45^\circ$ до напрямку дії тангенціальної складової сили різання P_z . Кут $\beta = 45^\circ$ у цьому випадку дорівнює умовному куту зсуву оброблюваного матеріалу.

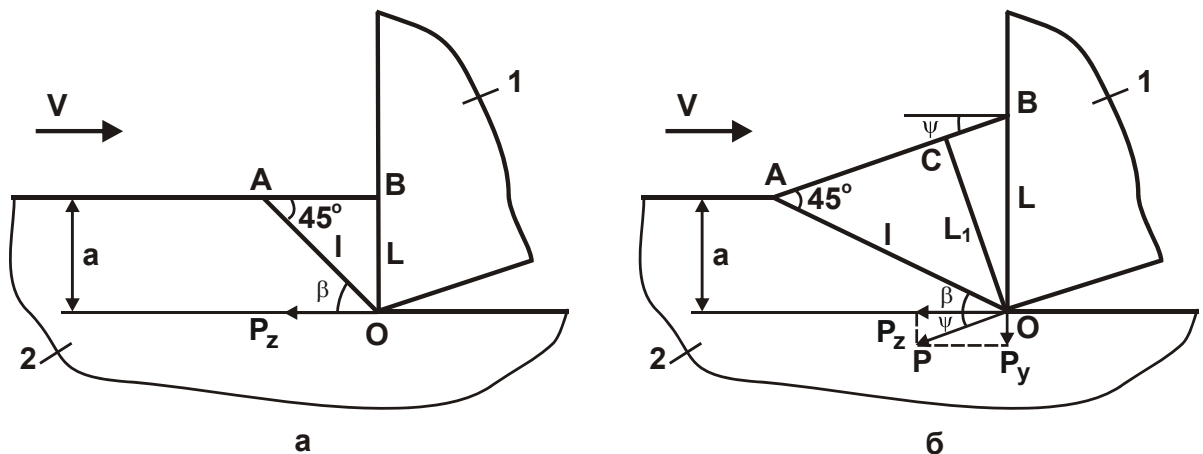


Рис. 1.2. Розрахункова схема параметрів процесу різання для переднього кута різця $\gamma = 0$

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

Якщо в зоні контакту передньої поверхні різця з оброблюваним матеріалом має місце тертя, то поряд з тангенціальною складовою сили різання P_z виникає й радіальна складова сили різання P_y (рис. 1.2б). У результаті

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

Для визначення положення умовної площини зсуву ОА в цьому випадку розглянутий брус необхідно розташувати в напрямку дії сили різання Р. Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β визначиться з умови рівності суми кутів трикутника ОАВ значенню 180° . Так, кут О дорівнює $(90^\circ - \beta)$, кут А дорівнює 45° , а кут В дорівнює $(90^\circ - \psi)$. Підсумовуючи ці три кути, отримано: $(90^\circ - \beta) + 45^\circ + (90^\circ - \psi) = 180^\circ$. Звідки

$$\beta = 45^\circ - \psi. \quad (1.6)$$

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

Аналізуючи відому залежність професора К. О. Зворикіна $\beta = 45^\circ - \psi / 2$, наведену в роботі [2] й отриману іншим методом розрахунку, видно, що в цьому випадку для кута $\psi = 45^\circ$ кут $\beta = 22,5^\circ$, тобто умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β змінюється лише в межах $22,5 \dots 45^\circ$ (рис. 1.3).

Однак, як відомо [2], у процесі різання кут β може приймати значення, значно менше $22,5^\circ$, наприклад $\beta = 6^\circ$. Тоді, виходячи з залежності (1.3), кут ψ повинен приймати значення більше 45° , а коефіцієнт тертя $f = \text{tg} \psi$ – значення, більші одиниці, що, очевидно, фізично нездійсненно. Із цього погляду отримана залежність (1.6) дозволяє привести у відповідність теоретичні та експериментальні дані, тому що умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом ψ завжди буде приймати значення менше 45° , а коефіцієнт тертя $f = \text{tg} \psi$ буде завжди менше одиниці. Тому залежність (1.6) слід розглядати більш прийнятною для розрахунку умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

Використовуючи розрахункову схему, наведену на рис. 1.2б, можна визначити довжину L пластичного контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. Розглядаючи трикутник ОАВ, відповідно до теореми синусів, маємо:

$$\frac{L}{\sin 45^\circ} = \frac{l}{\sin(90^\circ - \psi)}, \quad (1.7)$$

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

Звідки

$$L = \frac{0,707 \cdot a}{\sin \beta \cdot \sin(45^\circ + \beta)}. \quad (1.8)$$

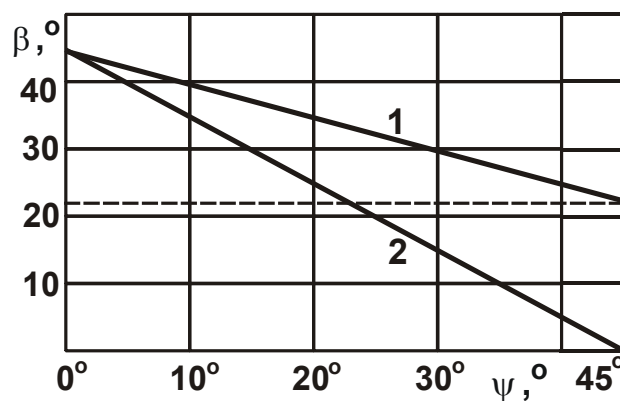


Рис. 1.3. Характер зміни кута β залежно від кута ψ

Умовні позначення: 1 – розрахунок за формулою К. О. Зворикіна: $\beta = 45^\circ - \psi / 2$; 2 – розрахунок за залежністю (1.6).

Із залежності (1.8) випливає, що зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β довжина L пластичного контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця зменшується, причому, достатньо інтенсивно.

Використовуючи залежність (1.5), можна визначити силу різання P (див. рис. 1.2б). За аналогією із залежністю (1.5) маємо:

$$P = L_1 \cdot v \cdot \sigma_{ст}, \quad (1.9)$$

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

сила різання P .

Тоді

$$P = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \sin 45^\circ}{\sin \beta} = \frac{0,707 \cdot a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\sin \beta}. \quad (1.10)$$

На відміну від залежності (1.5), в аналогічну залежність (1.10) у знаменник входить додатковий множник $\sin \beta$. Тому зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β сила різання P зменшується, що відповідає відомим експериментальним даним і вказує на вірогідність отриманої аналітичної залежності.

Тангенціальна складова сили різання P_z визначається:

$$\begin{aligned} P_z = P \cdot \cos \psi &= \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \sin 45^\circ \cdot \cos(45^\circ - \beta)}{\sin \beta} = a \cdot b \cdot \frac{\sigma_{\text{ст}}}{2} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg} \beta}\right) = \\ &= a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg} \beta}\right). \end{aligned} \quad (1.11)$$

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

$$P_z = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \frac{1}{(1-f)}. \quad (1.12)$$

На відміну від аналогічної залежності (1.5), у знаменник залежності (1.12) входить множник $(1-f)$, який показує, що зі збільшенням коефіцієнта тертя f від 0 до 1 тангенціальна складова сили різання P_z безупинно збільшується й при значенні $f = 1$ приймає нескінченне значення (див. рис. 1.2б).

За таким же законом змінюється й радіальна складова сили різання P_y :

$$P_y = P \cdot \sin \psi = a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \left(\frac{1}{\text{tg} \beta} - 1\right). \quad (1.13)$$

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

$$P_y = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \frac{f}{(1-f)}. \quad (1.14)$$

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

Виходячи з рис. 1.2б, коефіцієнт різання дорівнює:

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\text{tg} \psi} = \frac{1}{f} = \frac{1}{\text{tg}(45^\circ - \beta)}. \quad (1.15)$$

Як видно, зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ збільшується, що погодиться з експериментальними даними.

Сумарна сила різання $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$ з урахуванням залежностей (1.12) і (1.14) визначається:

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sqrt{1+f^2}}{(1-f)}. \quad (1.16)$$

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

$$\sigma = \frac{2\tau_{\text{зсув}}}{(1-f)} = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{(1-f)} \quad (1.17)$$

або

$$\sigma = \tau_{\text{зсув}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg} \beta}\right). \quad (1.18)$$

Як впливає з залежностей (1.16) і (1.17), сумарна сила різання P й умовне напруження різання σ цілком однозначно визначаються коефіцієнтом тертя f : чим він більше, тим більше P й σ .

Виходячи із залежності (1.18), зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β умовне напруження різання σ зменшується

(рис. 1.4г), що погодиться з відомими експериментальними даними. Разом з тим, у всьому діапазоні зміни кута β (від 0 до 45°) умовне напруження різання σ більше $\sigma_{ст}$, що суперечить фізичній суті. Це пов'язане з тим, що за визначенням $\sigma = P_z / a \cdot v$ (де $a < L$), тобто тангенціальна складова сили різання P_z поширюється не на всю площу контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця ($L \cdot v$), а лише на її частину, рівну площі поперечного перерізу зрізу ($a \cdot v$).

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

На рис. 1.4 і в табл. 1.1 наведені розраховані за залежностями (1.10), (1.11), (1.13), (1.15) і (1.18) значення параметрів P , P_z , P_y , $K_{різ}$ і σ залежно від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β у всьому можливому діапазоні його зміни для наступних вихідних даних: $a = 0,1$ мм, $v = 3$ мм, $\tau_{зсув} = 400$ Н/мм².

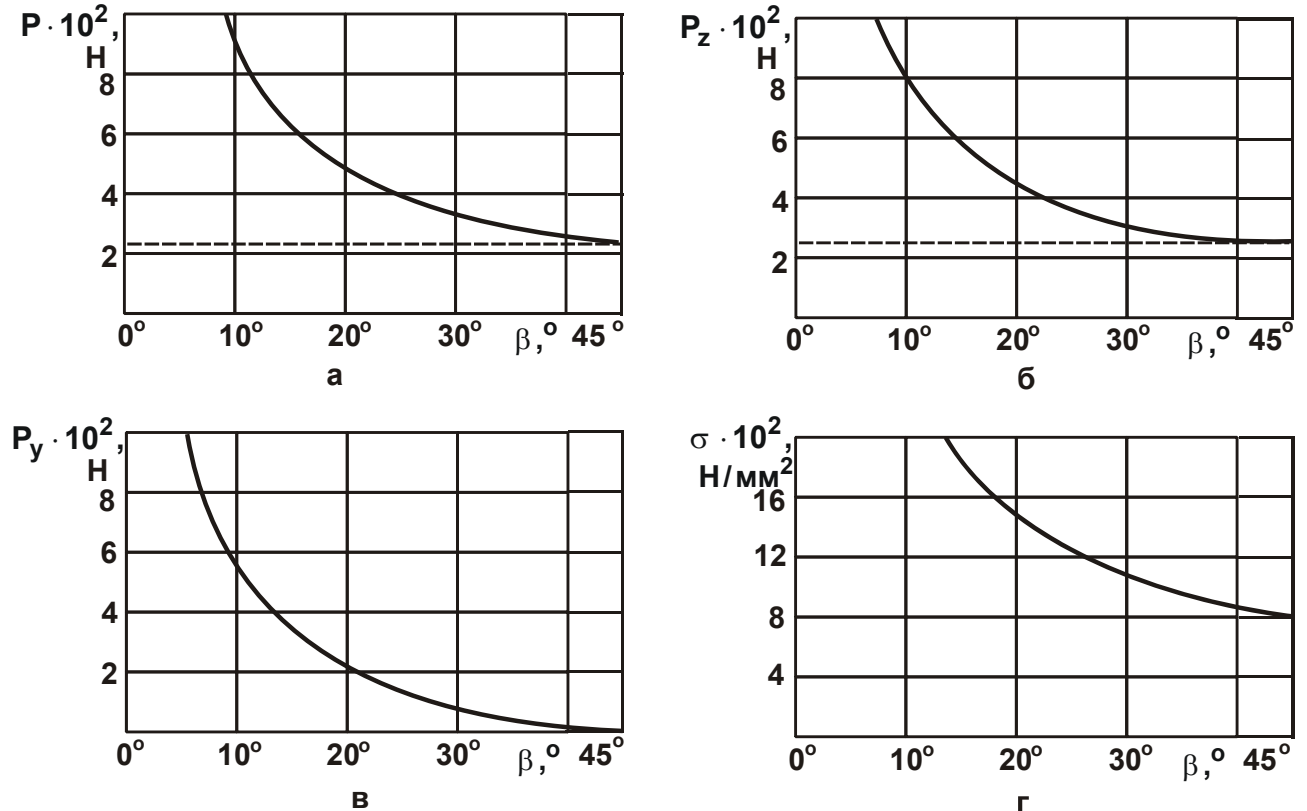


Рис. 1.4. Залежності параметрів P (а), P_z (б), P_y (в) і σ (г)

від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β

Таблиця 1.1

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

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

У табл. 1.2 і на рис. 1.5 наведені розраховані за залежностями (1.16), (1.12), (1.14) і (1.17) значення параметрів P , P_z , P_y , $K_{\text{різ}}$ і σ залежно від коефіцієнта тертя f для всього можливого діапазону його зміни для наступних вихідних даних: $a = 0,1 \text{ мм}$, $b = 3 \text{ мм}$, $\tau_{\text{зсув}} = 400 \text{ Н}/\text{мм}^2$.

Таблиця 1.2

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

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

Як впливає з рис. 1.5, зі збільшенням коефіцієнта тертя f параметри P , P_z , P_y і σ збільшуються, приймаючи надзвичайно великі значення. Параметри P_z , P_y і σ можуть бути виражені через коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$, представляючи

його з урахуванням відомої тригонометричної залежності $\operatorname{tg}(x - y) = \frac{\operatorname{tg}x - \operatorname{tg}y}{1 + \operatorname{tg}x \cdot \operatorname{tg}y}$

у вигляді:

$$K_{\text{різ}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}\psi} = \frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \beta)} = \frac{(1 + \operatorname{tg}\beta)}{(1 - \operatorname{tg}\beta)}. \quad (1.19)$$

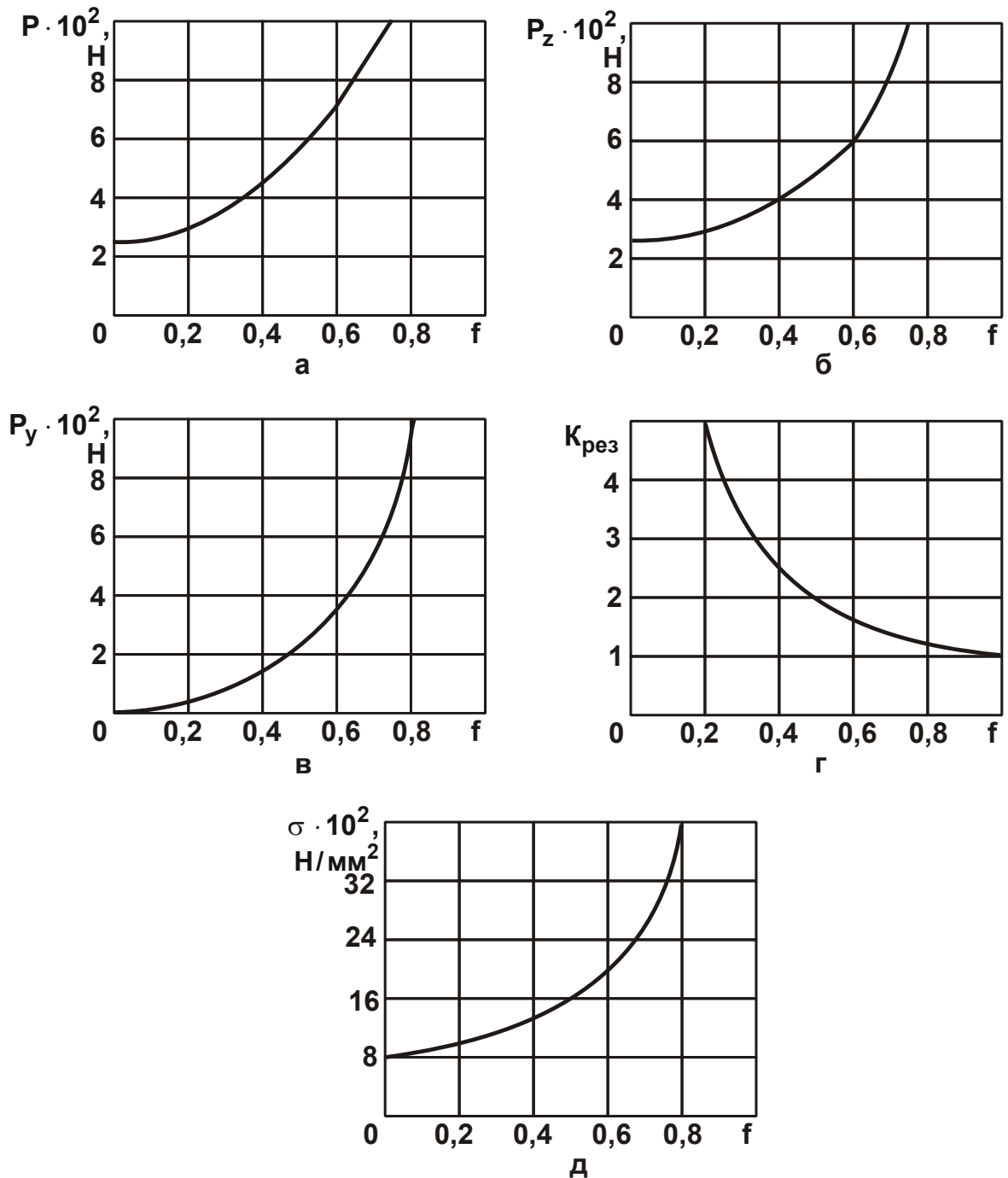


Рис. 1.5. Залежності параметрів P (а), P_z (б), P_y (в), $K_{\text{різ}}$ (г) і σ (д) від коефіцієнта тертя f

З іншого боку, тригонометричну функцію $\operatorname{tg}\beta$ можна виразити через умовне напруження різання σ , виходячи із залежності (1.18):

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{1}{\left(\frac{\sigma}{\tau_{\text{зсув}}} - 1\right)}. \quad (1.20)$$

Після підстановки залежності (1.20) в (1.19), отримано:

$$\sigma = \frac{2\tau_{\text{зсув}}}{\left(1 - \frac{1}{K_{\text{різ}}}\right)} = \frac{2\tau_{\text{зсув}} \cdot K_{\text{різ}}}{(K_{\text{різ}} - 1)}. \quad (1.21)$$

Вважаючи, що коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} > 1$, з його збільшенням умовне напруження різання σ зменшується (табл. 1.3, рис. 1.6), що погодиться з експериментальними даними. За умови $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$ умовне напруження різання $\sigma \rightarrow 2\tau_{\text{зсув}} \approx \sigma_{\text{ст}}$. Це відповідає умовам руйнування прямолінійного бруса під дією поздовжніх сил P (див. рис. 1.1).

Таблиця 1.3

Розрахункові значення умовного напруження різання σ

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

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

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot K_{\text{різ}}}{(K_{\text{різ}} - 1)} = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot K_{\text{різ}}}{(K_{\text{різ}} - 1)}. \quad (1.22)$$

Відповідно,

$$P_y = K_{\text{різ}} \cdot P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot K_{\text{різ}}^2}{(K_{\text{різ}} - 1)} = \frac{a \cdot b \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot K_{\text{різ}}^2}{(K_{\text{різ}} - 1)}. \quad (1.23)$$

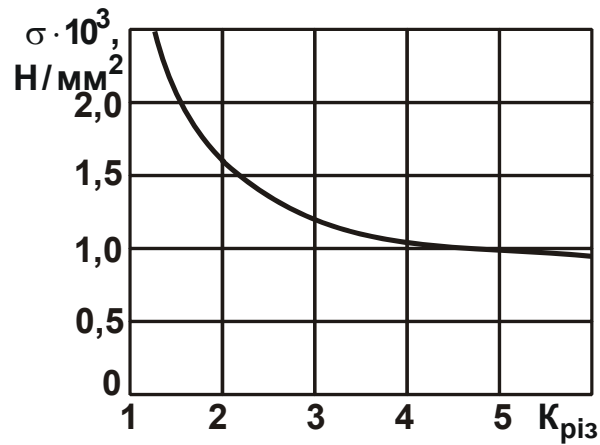


Рис. 1.6. Залежність умовного напруження різання σ від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$

Як видно, тангенціальна P_z й радіальна P_y складові сили різання змінюються за законом зміни умовного напруження різання σ , причому P_z більшою мірою.

Параметри силової напруженості процесу різання можуть бути виражені через коефіцієнт усадки стружки K_L , використовуючи для цього відому формулу професора А. Н. Тіме, наведену в роботі [2], яка для нульового переднього кута різця ($\gamma = 0$) набуває вигляду:

$$\text{tg} \beta = \frac{1}{K_L}. \quad (1.24)$$

Після підстановки залежності (1.24) у залежності (1.10), (1.11), (1.13), (1.15) і (1.18), маємо:

$$P = a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \sqrt{2 \cdot (K_L^2 + 1)}; \quad (1.25)$$

$$P_z = a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot (K_L + 1); \quad (1.26)$$

$$P_z = a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot (K_L - 1); \quad (1.27)$$

$$K_{різ} = \frac{(K_L + 1)}{(K_L - 1)}; \quad (1.28)$$

$$\sigma = \tau_{зсув} \cdot (K_L + 1). \quad (1.29)$$

У табл. 1.4 і на рис. 1.7 наведені розраховані за залежностями (1.25) – (1.29) значення параметрів P , P_z , P_y , $K_{різ}$ і σ залежно від коефіцієнта усадки стружки K_L для вихідних даних: $a = 0,1$ мм, $b = 3$ мм, $\tau_{зсув} = 400$ Н/мм².

Таблиця 1.4

Розрахункові значення параметрів P , P_z , P_y , $K_{різ}$ і σ

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

Як впливає з табл. 1.4 і рис. 1.7, зі збільшенням коефіцієнта усадки стружки K_L параметри P , P_z , P_y і σ безупинно збільшуються, а коефіцієнт різання $K_{різ}$, навпаки, зменшується. Така закономірність обумовлена збільшенням коефіцієнта тертя f , що пов'язаний з коефіцієнтом усадки стружки K_L залежністю (1.28):

$$K_{різ} = \frac{1}{f} = \frac{(K_L + 1)}{(K_L - 1)}, \quad (1.30)$$

звідки

$$K_L = \frac{(1+f)}{(1-f)} = \frac{(1+\operatorname{tg}\psi)}{(1-\operatorname{tg}\psi)}. \quad (1.31)$$

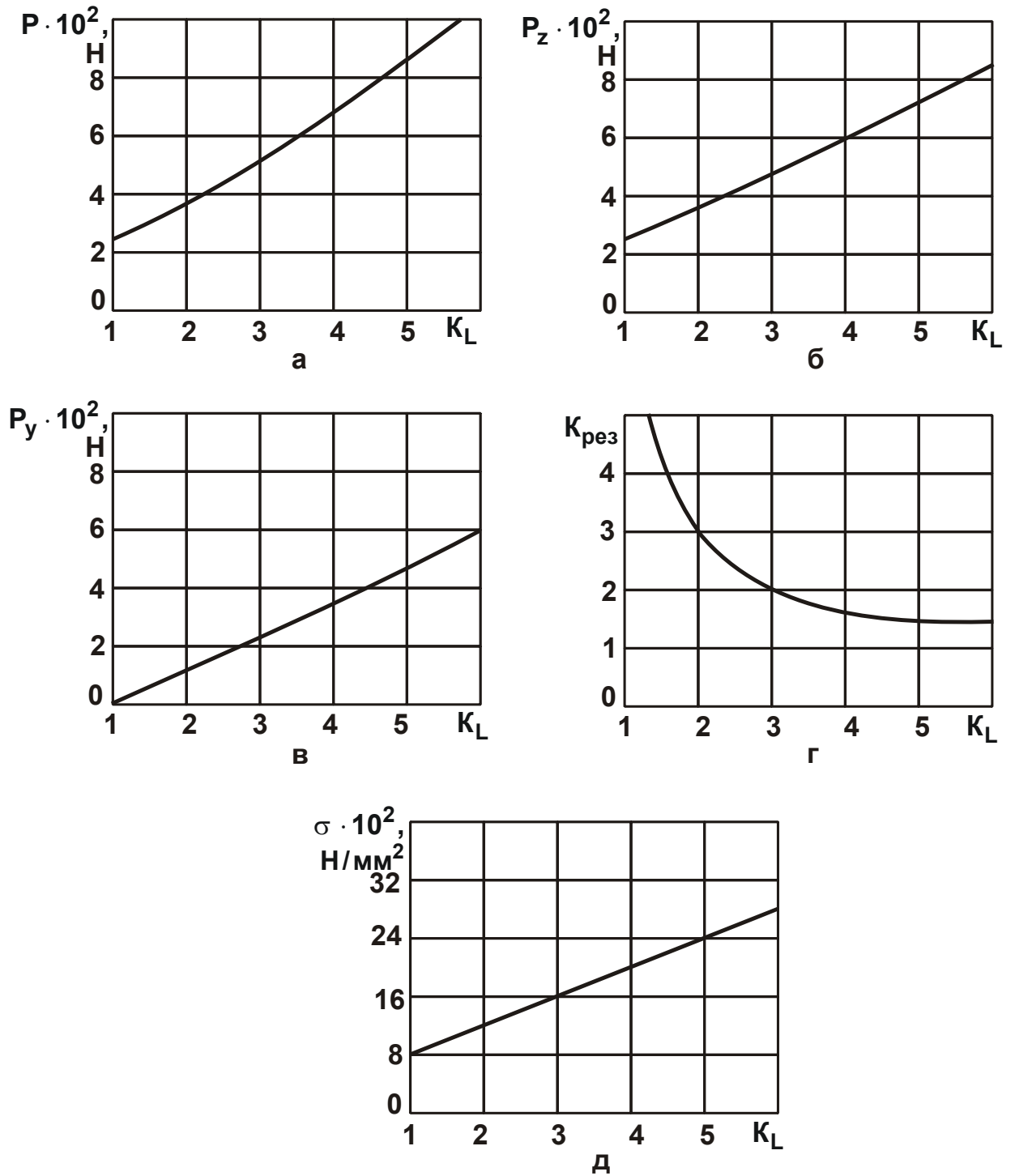


Рис. 1.7. Залежності параметрів P (а), P_z (б), P_y (в), $K_{\text{рез}}$ (г) і σ (д) від коефіцієнта тертя f

Виходячи з рис. 1.8, побудованого на основі залежності (1.31) і табл. 1.5, коефіцієнт усадки стружки K_L збільшується зі збільшенням коефіцієнта тертя f , приймаючи за умови $f = 1$ нескінченне значення.

Таблиця 1.5

Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки K_L

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

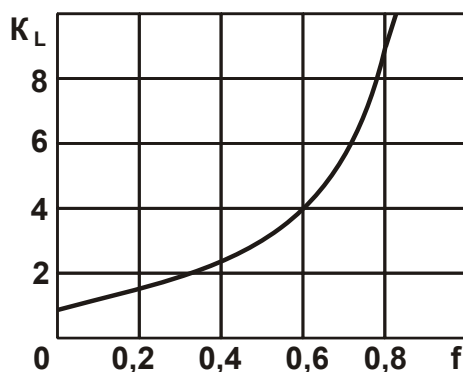


Рис. 1.8. Залежність коефіцієнта усадки стружки K_L від коефіцієнта тертя f

У табл. 1.6 і на рис. 1.9 наведені розраховані за залежністю (1.31) значення коефіцієнта усадки стружки K_L для різних значень кута ψ . Як видно, зі зміною кута ψ від 0 до 45° значення K_L змінюються від 1 до нескінченності.

Таблиця 1.6

Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки K_L

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

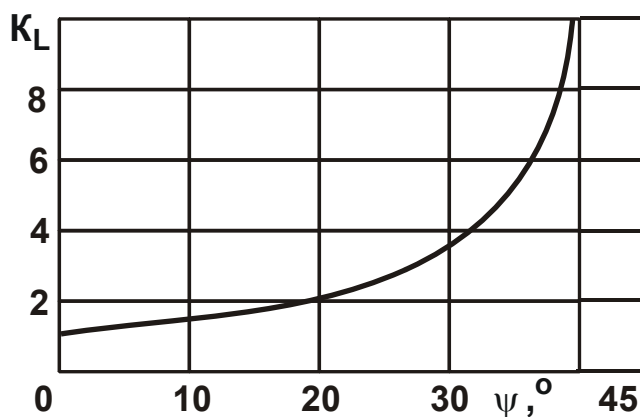


Рис. 1.9. Залежність коефіцієнта усадки стружки K_L від кута ψ

При різанні різцем з позитивним переднім кутом ($\gamma > 0$) у розрахунковій схемі (рис. 1.10) зміниться лише умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом ψ , який стане рівним куту дії $\omega = (\psi - \gamma)$. У цьому випадку $\omega < \psi$. Тоді умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , тангенціальна P_z й радіальна P_y складові сили різання, умовне напруження різання σ опишуться залежностями, аналогічними залежностям, отриманим для заданого кута ψ :

$$\beta = 45^\circ - \omega; \quad (1.32)$$

$$P_z = a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \omega)} \right) = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{1}{(1 - \operatorname{tg} \omega)}; \quad (1.33)$$

$$P_y = a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg}(45^\circ - \omega)} - 1 \right) = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{зсув} \cdot \frac{\operatorname{tg} \omega}{(1 - \operatorname{tg} \omega)}; \quad (1.34)$$

$$K_{\text{піз}} = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \omega}; \quad (1.35)$$

$$\sigma = \frac{2\tau_{зсув}}{(1 - \operatorname{tg} \omega)}. \quad (1.36)$$

Очевидно, зменшення вихідного кута ψ до значення ω за рахунок зменшення інтенсивності тертя в зоні різання й збільшення переднього кута γ призводить до збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , зменшення тангенціальної P_z й радіальної P_y складових сили різання, а також умовного напруження різання σ . Цим пояснюється ефективність збільшення переднього кута різця γ .

З наведених залежностей (1.33), (1.34) і (1.36) випливає, що за умови $(1 - \operatorname{tg} \omega) = 0$, тобто за умови $\omega = 45^\circ$, параметри P_z , P_y і σ прагнуть до нескінченності. Однак дана умова може бути здійснена лише для кутів $\psi = 45^\circ$; $\gamma = 0^\circ$. Для кута $\gamma > 0$ ця умова нездійсненна, тому що кут $\psi \leq 45^\circ$, тобто параметри P_z , P_y і σ не можуть приймати нескінченні значення.

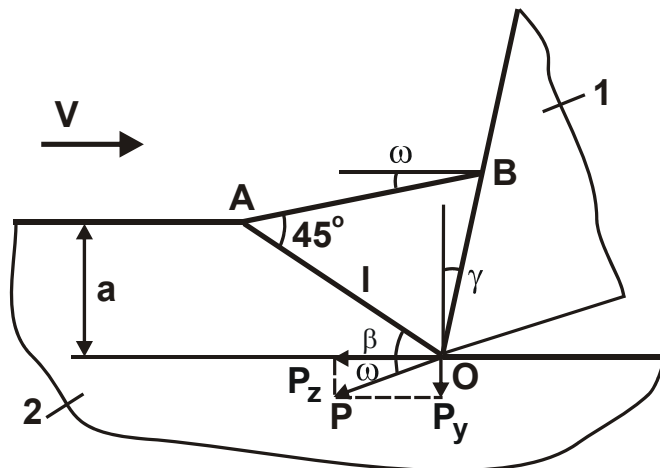


Рис. 1.10. Розрахункова схема параметрів процесу різання для переднього кута різця $\gamma > 0$

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

За умови рівності кутів ψ і γ кут дії дорівнює $\omega = (\psi - \gamma) = 0$, а залежності (1.32) – (1.36) описуються:

$$\beta = 45^\circ; \quad (1.37)$$

$$P_z = 2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув} = a \cdot v \cdot \sigma_{ст}; \quad (1.38)$$

$$P_y = 0; \quad (1.39)$$

$$K_{\text{різ}} \rightarrow \infty; \quad (1.40)$$

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}}. \quad (1.41)$$

У цьому випадку параметри P_z , P_y і σ приймають найменші значення, що дозволяє максимально реалізувати потенційні можливості процесу різання.

При різанні різцем з негативним переднім кутом ($\gamma < 0$) у розрахунковій схемі (рис. 1.10) зміниться умовний кут тертя інструмента з оброблюваним матеріалом ψ , який стане рівним куту дії $\omega = (\psi + \gamma)$, тобто $\omega > \psi$. Отже, за умови $\gamma < 0$ кут дії ω може змінюватися в межах $0 \dots 90^\circ$, тоді як за умови $\gamma > 0$ кут дії ω може змінюватися лише в межах $0 \dots 45^\circ$. Тому випадок $\gamma < 0$ є більш загальним, який включає й випадок $\gamma > 0$.

У табл. 1.7 і на рис. 1.11 наведені розраховані за залежностями (1.32) – (1.36) значення параметрів β , P_z , P_y , $K_{\text{різ}}$ і σ залежно від коефіцієнта усадки стружки K_L для вихідних даних: $a = 0,1$ мм, $b = 3$ мм, $\tau_{\text{зсув}} = 400$ Н/мм².

Таблиця 1.7

Розрахункові значення параметрів β , P_z , P_y , $K_{\text{різ}}$ і σ

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

Як впливає з рис. 1.11а, для негативного переднього кута різця ($\gamma < 0$) умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β може приймати як позитивні, так і негативні значення.

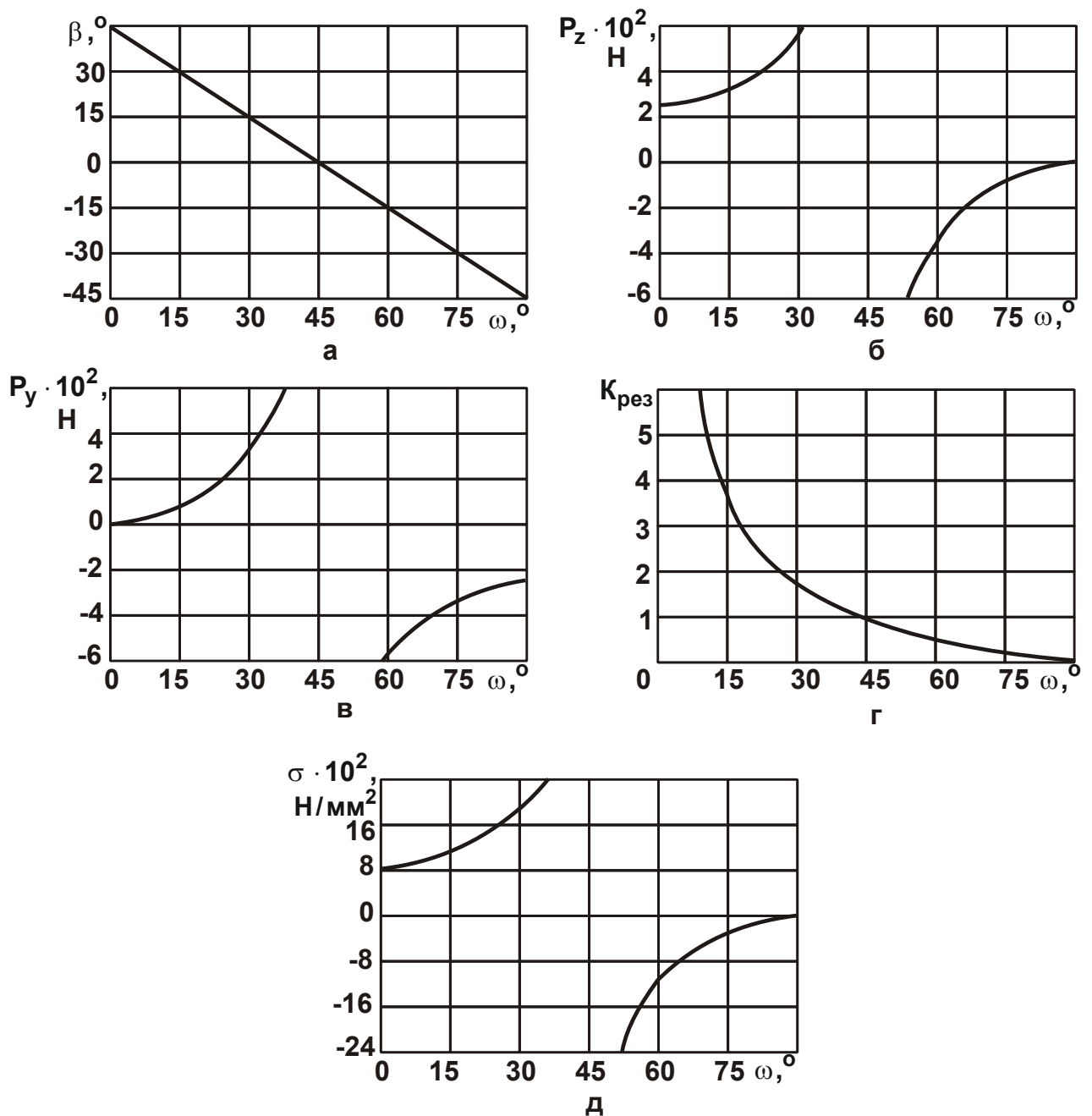


Рис. 1.11. Залежності параметрів β (а), P_z (б), P_y (в), $K_{рез}$ (г) і σ (д) від кута дії $\omega = (\psi + \gamma)$

Очевидно, для негативних значень кута β складові сили різання P_z , P_y й умовне напруження різання σ приймають негативні значення. Це вказує на неможливість здійснення процесу стружкоутворення й відповідно процесу різання в даних умовах. Отже, відповідно до даного теоретичного рішення, процес стружкоутворення можливий для позитивних і невеликих негативних значень переднього кута різця, тобто за умови $\omega = (\psi + \gamma) \leq 45^\circ$. Наприклад,

якщо кут $\psi = 30^\circ$, то негативний передній кут може приймати граничне значення $\gamma = -25^\circ$.

Таким чином, зменшити складові сили різання можна зменшенням кута дії $\omega = (\psi - \gamma) \rightarrow 0$, тобто забезпечуючи рівність кутів ψ і γ . Із цього випливає, що якщо кут ψ невеликий, то й передній кут різця γ також повинен бути невеликим, близьким до нуля. Цю умову можна виконати, наприклад, при різанні алмазним різцем, оскільки алмаз характеризується найменшим коефіцієнтом тертя з металевими матеріалами. Це погодиться з відомими практичними даними, згідно яким передній кут алмазного різця γ встановлюється приблизно рівним нулю.

Така ж закономірність має місце при різанні з застосуванням ефективних мастильно-охолоджувальних рідин (технологічних середовищ), коли коефіцієнт тертя $f = \operatorname{tg} \psi$ інструмента з оброблюваним матеріалом невеликий і, відповідно, невеликий передній кут інструмента γ .

Збільшення швидкості різання, особливо в умовах високошвидкісного різання, призводить до зниження коефіцієнта тертя $f = \operatorname{tg} \psi$ інструмента з оброблюваним матеріалом і, відповідно, до зменшення умовного кута тертя ψ інструмента з оброблюваним матеріалом. У цьому випадку передній кут інструмента γ може бути зменшений, що підтверджується досвідом практичного застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями.

При різанні без застосування мастильно-охолоджувальної рідини, очевидно, коефіцієнт тертя $f = \operatorname{tg} \psi$ приймає збільшені значення, що вимагає збільшення переднього кута інструмента γ до значень $15 - 25^\circ$.

При різанні різцем з негативним переднім кутом $\gamma < 0$ кут дії $\omega = (\psi + \gamma)$ збільшується. Тому зменшити його можна зменшенням кута ψ в першу чергу за рахунок застосування ефективних мастильно-охолоджувальних рідин, що знижують коефіцієнт тертя в зоні різання, а також за рахунок збільшення швидкості різання.

Необхідно зазначити, що застосування негативних передніх кутів інструмента γ сприяє підвищенню його міцності й зносостійкості, у тому числі й можливості роботи в умовах високошвидкісного різання, наприклад, застосовуючи високошвидкісне фрезерування. Тому зменшення інтенсивності

тертя в зоні різання у зв'язку зі збільшенням швидкості різання забезпечує зниження кутів ψ , γ і, відповідно, складових сили різання P_z й P_y , які визначаються залежностями (1.33) і (1.34).

1.2. Умови зменшення інтенсивності автоколивань, що виникають у процесі різання

Проблема усунення автоколивань при різанні матеріалів є актуальною й вимагає пошуку нових рішень [4; 11; 12; 19; 21]. У зв'язку із цим запропонований підхід до розрахунку й аналізу амплітуди автоколивань при різанні лезовими й абразивними інструментами.

Припустимо, на різець у радіальному напрямку у діють три сили (рис. 1.12): сила пружності $-c \cdot y$ системи різець, радіальна складова сили $-P_y(\dot{y})$ і сума різних непружних опірив, що може бути об'єднана в один доданок виду $-k_1 \cdot \dot{x}$ [19].

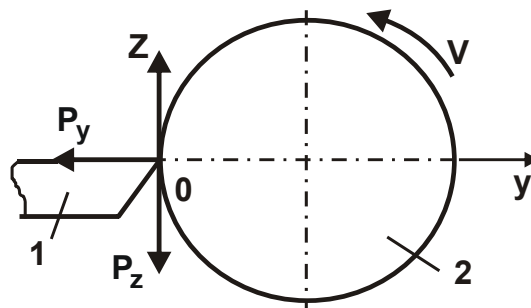


Рис. 1.12. Розрахункова схема

Умовні позначення: 1 – різець; 2 – оброблювана деталь.

Диференціальне рівняння системи різець–супорт має вигляд:

$$-P_y(\dot{y}) - c \cdot y - k_1 \cdot \dot{y} = m \cdot \ddot{y}, \quad (1.42)$$

де m – наведена маса системи різець–супорт, кг.

Радіальну P_y й тангенціальну P_z складові сили різання можна подати [16]: $P_y = P_z / K_{\text{різ}}$; $P_z = \sigma \cdot S$, де $K_{\text{різ}}$ – коефіцієнт різання (для різця з переднім

кутом $\gamma = 0^\circ$ маємо $K_{\text{різ}} = 1/f$; f – коефіцієнт тертя стружки з передньою поверхнею різця); $\sigma = 2\sigma_{\text{ст}}/K_{\text{різ}}$ – умовне напруження різання, Н/м^2 ; $\sigma_{\text{ст}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м^2 ; S – площа поперечного перерізу зрізу, м^2 .

Після перетворень отримано:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot f^2 \cdot S. \quad (1.43)$$

На спадаючій ділянці характеристики тертя коефіцієнт f можна представити лінійним вираженням $f = f_0 - f'_0 \cdot \dot{y}$, тоді

$$P_y(\dot{y}) = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot (f_0 - f'_0 \cdot \dot{y})^2, \quad (1.44)$$

де f_0 – значення коефіцієнта f , що відповідає стану рівноваги різця при швидкості V_0 ;

f'_0 – тангенс кута нахилення характеристики тертя в точці з координатами f_0 й y_0 .

Після підстановки залежності (1.44) в рівняння (1.42) і розглядаючи замість $-c \cdot y$ доданок $-c \cdot (y - y_0)$, отримано:

$$m \cdot \ddot{y} + (-4 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) \cdot \dot{y} + 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f_0'^2 \cdot \dot{y}^2 + c \cdot y = 0. \quad (1.45)$$

Як видно, за умови $(-4 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) < 0$ має місце нестійкість системи, тому вона буде здійснювати незатухаючі коливання. Для того щоб їх усунути, необхідно або збільшити другий доданок $-k_1$, або зменшити перший доданок $-4 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f'_0$ шляхом зменшення параметрів S і f'_0 .

У загальному випадку $S = a \cdot v$, де a й v , відповідно, товщина й ширина зрізу. Рівняння (1.45) є нелінійним диференціальним рівнянням, що описує автоколивання системи. Амплітуду коливань A можна визначити методом енергетичного балансу, припускаючи, що стаціонарні автоколивання можуть бути приблизно описані гармонійним законом:

$$y = A \cdot \sin k \tau, \quad (1.46)$$

де $k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи, Гц;

τ – час обробки, с.

Приймаючи, що сума доданків, які входять у рівняння (1.45) і залежать від швидкості \dot{y} , дорівнює нулю, отримано:

$$(-4 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) \cdot \dot{y} + 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f_0'^2 \cdot \dot{y}^2 = 0. \quad (1.47)$$

Після підстановки $\dot{y} = A \cdot k \cdot \cos k \tau$ в рівняння (1.47) і розв'язання його відносно величини A при $\tau = 0$, маємо:

$$A = \frac{1}{k} \cdot \left(\frac{2}{f'_0} - \frac{k_1}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S \cdot f_0'^2} \right). \quad (1.48)$$

Амплітуда сталих коливань A тим менше, чим більше власна частота системи k , коефіцієнт опору системи k_1 й менше площа поперечного перерізу зрізу S .

Величина f'_0 впливає на амплітуду сталих коливань A . Для визначення екстремальних значень f'_0 і A необхідно взяти першу похідну від A за величиною f'_0 й отриманий вираз прийняти рівним нулю, тоді

$$f'_{0\text{екстр}} = \frac{k_1}{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S}; \quad (1.49)$$

$$A_{\text{екстр}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot S}{k \cdot k_1}. \quad (1.50)$$

Друга похідна від A за величиною f'_0 в точці екстремуму негативна. Отже, величина A має максимум. Зменшити A можна зменшенням $f'_0 \rightarrow 0$, крім спадаючої ділянки характеристики тертя. Зменшення $A_{\text{екстр}}$, відповідно до залежності (1.50), припускає зменшення $\sigma_{\text{ст}}$, S і збільшення k й k_1 .

Отримане рішення слід розглядати як перше наближення, тому що воно засновано на лінійній залежності коефіцієнта тертя f . У дійсності цю залежність необхідно розглядати нелінійною.

Параметр $S = a \cdot v$ залежить від схеми процесу різання. При радіальному точінні товщина зрізу a визначається з відношення $\tau = \frac{a}{S_{\text{рад}}} = \frac{\pi \cdot D}{V}$, звідки

$$a = \pi \cdot D \cdot \frac{S_{\text{рад}}}{V}, \quad (1.51)$$

де τ – час одного обертання оброблюваної деталі, с;

D – діаметр деталі, м;

V – швидкість різання, м/с;

$S_{\text{рад}}$ – швидкість радіальної подачі, м/с.

Після підстановки залежності (1.51) в (1.43), маємо:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot f^2 \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{\text{рад}}}{V}. \quad (1.52)$$

Припустимо, що коефіцієнт тертя f не залежить від швидкості (тобто відсутня спадаюча ділянка характеристики тертя), а фактична швидкість радіальної подачі $S_{\text{рад}}$ з урахуванням швидкості коливань різця \dot{y} дорівнює $S_{\text{рад}} + \dot{y}$ (при русі різця в позитивному напрямку осі y , рис. 1.12). Тоді

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot f^2 \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{(S_{\text{рад}} + \dot{y})}{V}. \quad (1.53)$$

Після підстановки залежності (1.53) в рівняння (1.42), без урахування доданків, що визначають статичну рівновагу системи, отримано:

$$m \cdot \ddot{y} + \left(2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot f^2 \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{1}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{y} + c \cdot y = 0. \quad (1.54)$$

У цьому випадку коефіцієнт при змінній величині \dot{y} позитивний. Отже, система здійснює загасаючі коливання. Із цього можна зробити висновок, що

товщина зрізу за рахунок періодичної зміни швидкості радіальної подачі не є джерелом порушення незатухаючих коливань. Із залежності (1.52) також випливає, що зі збільшенням швидкості різання V радіальна складова сили різання P_y зменшується. Це, за суттю, аналогічно спадаючій ділянці характеристики тертя, що є джерелом виникнення в системі автоколивань.

З урахуванням коливань різця зі швидкістю \dot{z} в тангенціальному напрямку, тобто в напрямку осі z , радіальна P_y й тангенціальна P_z складові сили різання опишуться:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f^2 \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{рад}}{(V + \dot{z})}; \quad (1.55)$$

$$P_z = 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{рад}}{(V + \dot{z})}. \quad (1.56)$$

Важливо оцінити можливості виникнення незатухаючих коливань у напрямку осі z під дією змінної сили P_z , представляючи її у вигляді:

$$P_z = 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{рад}}{V} \cdot \left[1 - \left(\frac{\dot{z}}{V} \right) + \left(\frac{\dot{z}}{V} \right)^2 - \left(\frac{\dot{z}}{V} \right)^3 + \dots \right]. \quad (11.57)$$

Характер коливань у напрямку осі z описується диференціальним рівнянням (1.42), розглядаючи в ньому замість змінної y змінну z , а замість P_y – силу P_z . Виключаючи з рівняння доданки, що визначають статичну рівновагу системи, отримано:

$$m \cdot \ddot{y} + \left(\frac{-P_{z_1}}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{z} + \frac{P_{z_1}}{V^2} \cdot \dot{z}^2 - \frac{P_{z_1}}{V^3} \cdot \dot{z}^3 + c \cdot z = 0, \quad (1.58)$$

$$\text{де } P_{z_1} = 2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{рад}}{V}.$$

За умови $(P_{z1}/V + k_1) < 0$ система перебуває в нестійкому стані – здійснює автоколивання. Це обумовлено нелінійністю диференціального рівняння (1.58). Таким чином показано, що зміна товщини зрізу може призвести до порушення незатухаючих коливань різця в тангенціальному напрямку. У зв'язку із цим важливо визначити амплітуду сталих коливань A_1 , використовуючи метод енергетичного балансу й, припускаючи, що система здійснює гармонійні коливання:

$$z = A_1 \cdot \sin k\tau, \quad (1.59)$$

де k – власна частота системи, Гц.

Після підстановки виразу $\dot{z} = A_1 \cdot k \cdot \cos k\tau$ в рівняння, за умови $\tau = 0$ отримано:

$$\left(\frac{-P_{z1}}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{z} + \frac{P_{z1}}{V^2} \cdot \dot{z}^2 - \frac{P_{z1}}{V^3} \cdot \dot{z}^3 = 0. \quad (1.60)$$

Обмежуючись першими двома доданками в рівнянні (1.60), у першому наближенні маємо:

$$A_1 = \frac{1}{k} \left(V - \frac{k_1 \cdot V^2}{P_{z1}} \right) = \frac{1}{k} \left(V - \frac{k_1 \cdot V^3}{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot S_{рад}} \right). \quad (1.61)$$

Зменшити A_1 можна збільшенням k , k_1 і зменшенням P_{z1} шляхом зменшення параметрів f , v , D , $S_{рад}$. Зі зміною швидкості різання V амплітуда коливань A_1 змінюється за екстремальною залежністю. Екстремальні значення V й A_1 визначаються:

$$V_{екстр} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot S_{рад}}{3 \cdot k_1}}; \quad (1.62)$$

$$A_{1екстр} = \frac{2}{3 \cdot k_1} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot S_{рад}}{3 \cdot k_1}}. \quad (1.63)$$

Друга похідна функції A_1 за величиною V в точці екстремуму $V = V_{\text{екстр}}$ негативна, отже, має місце максимум функції A_1 (рис. 1.13). Зменшити A_1 можна зменшенням (у діапазоні $V < V_{\text{екстр}}$) і збільшенням (у діапазоні $V > V_{\text{екстр}}$) швидкості різання V . Дане рішення отримане для переднього кута інструмента $\gamma = 0^\circ$. Якщо $\gamma \neq 0^\circ$, то маємо:

$$V_{\text{екстр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\varphi - \gamma) \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot S_{\text{рад}}}{3 \cdot k_1}}; \quad (1.64)$$

$$A_{1\text{екстр}} = \frac{2}{3 \cdot k_1} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\varphi - \gamma) \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot S_{\text{рад}}}{3 \cdot k_1}}. \quad (1.65)$$

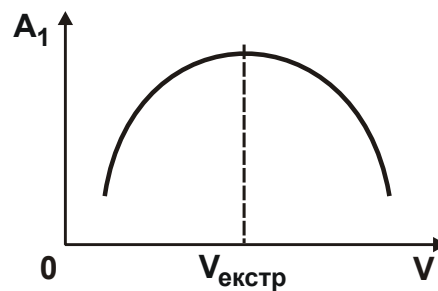


Рис. 1.13. Залежність A_1 від V

Як видно, чим більше кут φ і менше кут γ , тим більше $V_{\text{екстр}}$ й $A_{1\text{екстр}}$. При негативному передньому куті інструмента γ з його збільшенням параметри $V_{\text{екстр}}$ й $A_{1\text{екстр}}$ необмежено збільшуються, оскільки $\text{tg}(\varphi + \gamma) \rightarrow \infty$. Отже, при різанні необхідно зменшувати кут $(\varphi - \gamma)$ шляхом зменшення коефіцієнта тертя на передній поверхні інструмента f (кута тертя φ) і збільшення позитивного переднього кута γ (у тому числі, регулюючи величину затуплення леза інструмента).

Важливо розглянути умови виникнення коливань при шліфуванні. Тангенціальна складова сили різання P_z визначається:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сумм}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (1.66)$$

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

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

При круглому шліфуванні периферією круга продуктивність обробки Q визначається $Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$, де S_0 – гранична подача, $\text{м}/\text{об}$. (ширина шліфування, м); $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, $\text{м}/\text{с}$; t – глибина шліфування, м .

За умови виникнення коливань у тангенціальному напрямку зі швидкістю \dot{z} можуть змінитися фактичні значення швидкостей деталі ($V_{\text{дет}} + \dot{z}$) і круга ($V_{\text{кр}} + \dot{z}$). Залежність (1.66) набуде вигляду:

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot (V_{\text{дет}} + \dot{z})}{(V_{\text{кр}} + \dot{z})}. \quad (1.67)$$

Як вже показано, зміна швидкості, що знаходиться в чисельнику, не призводить до порушення незатухаючих коливань. Автоколивання можуть виникнути у зв'язку зі зміною знаменника ($V_{\text{кр}} + \dot{z}$). Тоді, за аналогією з отриманим рішенням (1.57) – (1.63), екстремальні значення швидкості круга $V_{\text{кр.екстр}}$ й амплітуди автоколивань $A_{1\text{екстр}}$ опишуться:

$$V_{\text{кр.екстр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}{3 \cdot K_1}}; \quad (1.68)$$

$$A_{1\text{екстр}} = \frac{2}{3 \cdot K} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}{3 \cdot K_1}}. \quad (1.69)$$

Зменшити $A_{1\text{екстр}}$ можна збільшенням власної частоти системи k , коефіцієнта опору k_1 , коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ й зменшенням продуктивності обробки $Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$. Коефіцієнт $K_{\text{різ}}$ при шліфуванні описується [25]:

$$K_{\text{різ}} = \sqrt[3]{2 \cdot \frac{a}{R} \cdot \frac{\tau_{\text{зсув}}}{\text{HV}}}, \quad (1.70)$$

де a – товщина зрізу окремим зерном круга, м;
 R – радіус округлення вершини різального зерна, м;
 $\tau_{зсув}$, HV – відповідно, межа міцності на зсув й твердість (за Віккерсом) оброблюваного матеріалу, H/m^2 .

Збільшити $K_{різ}$ можна збільшенням a і зменшенням R . Однак, збільшення товщини зрізу a припускає збільшення продуктивності шліфування, що небажано з погляду зменшення амплітуди автоколивань. Отже, необхідно зменшувати радіус округлення вершини зерна R , наприклад, примусово видаляючи з поверхні круга зерна, що затупилися (методом виправлення круга); застосовуючи як абразив синтетичні надтверді матеріали (СТМ), що характеризуються високою гостротою різальних крайок, а також застосовуючи відносно м'які зв'язки круга, що виключають затуплення різальних зерен у зв'язку з низькою міцністю втримання їх у крузі; ефективні технологічні середовища, що забезпечують підвищення різальної здатності круга за рахунок зменшення граничних значень a/R , за умови яких процес тертя й пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання з утворенням стружки.

Для сталей справедлива умова $\sigma_{ст} \approx 2 \cdot \tau_{зсув}$. Отже, амплітуда автоколивань при обробці сталей тим більше, чим більше межа міцності на стиск $\sigma_{ст}$ і твердість HV оброблюваного матеріалу. Цим пояснюється, установлений на практиці, більш високий рівень коливань (вібрацій) при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів, що характеризуються збільшеними значеннями $\sigma_{ст}$ й HV (особливо після термічної обробки деталей).

1.3. Умови зменшення теплової напруженості процесів різання

Основним методом фінішної обробки деталей машин як і раніше є шліфування, завдяки якому обробка виконується з надзвичайно великою швидкістю різання, а це суттєво знижує сили й температуру різання, поліпшує показники точності й шорсткості оброблених поверхонь. Разом з тим, процес шліфування характеризується підвищеною тепловою напруженістю, що негативно позначається на якості оброблених поверхонь у зв'язку з можливою появою температурних дефектів (припикань, мікротріщин та ін.).

Тому завдання зменшення температури різання при шліфуванні є надзвичайно актуальним, потребуючим застосування нових технологічних рішень. До них слід віднести, наприклад, переривчасте шліфування [30], яке засноване на застосуванні переривчастих кругів, що забезпечують охолодження оброблюваної деталі й зниження температури різання за рахунок короткочасного переривання процесу шліфування. Як показано в роботі [30], при переривчастому шліфуванні відбувається зменшення температури різання на 40 %, що дозволяє виключити утворення температурних дефектів на оброблених поверхнях при шліфуванні деталей з важкооброблюваних матеріалів без зниження продуктивності обробки.

Важливим рішенням зниження температури шліфування прийнято вважати застосування високопористих абразивних кругів [24], які різко знижують інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і, відповідно, температуру різання. Тому, підтримуючи високу різальну здатність високопористих абразивних кругів у процесі шліфування можна домогтися суттєвого зменшення температури шліфування й виключити утворення температурних дефектів на оброблених поверхнях. Причому, процес шліфування в цьому випадку можна здійснювати як в умовах звичайного багатопрохідного шліфування, так і в умовах високопродуктивного глибинного шліфування, що дозволяє об'єднати попередню й остаточну обробку в одну операцію й підвищити тим самим продуктивність обробки.

Важливим рішенням також слід розглядати й вибір раціональних режимів шліфування за критерієм найменшої температури різання. Однак, для цього потрібно здійснювати або складні експериментальні дослідження, або розробити математичну модель визначення температури різання при шліфуванні.

У даний час накопичений значний досвід у цьому напрямку, отримані розрахункові аналітичні залежності для визначення температури різання при шліфуванні, які достатньо адекватно описують теплову напруженість процесу шліфування [22; 23; 29]. Суттєвим недоліком цих математичних моделей є те, що фактично неможливо розрахунковим шляхом визначити глибину впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні, оскільки в основу рішення складних диференціальних рівнянь теплопровідності в частинних похідних покладені функції розподілу, що змінюються в нескінченних межах, а це приводить до невизначених рішень по визначенню

глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні. Виходячи із цього, виникає необхідність у розробці спрощеної математичної моделі визначення температури різання при шліфуванні з метою визначення раціональних параметрів режимів шліфування й характеристик круга для заданої температури різання. Для цього в основу розрахунків може бути покладена схема плоского шліфування (рис. 1.14), в якій припуск, що знімається, подано у вигляді нескінченної кількості елементарних адіабатичних стержнів, які перерізуються шліфувальним кругом в процесі обробки та в точці А виходять із контакту з шліфувальним кругом [16; 17]. В даній схемі прийнято в першому наближенні, що все тепло, що виникає в процесі шліфування, йде на нагрівання оброблюваної деталі. У подальших розрахунках слід врахувати тепло, що йде й у стружки, які утворюються. Це дозволить достатньо правильно аналітично описати закономірності формування температури шліфування. Відповідно до залежності, наведеної в роботі [29], температура різання θ шліфування описується:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (1.71)$$

де q – щільність теплового потоку, Вт/м²;

l_2 – глибина впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні, м;

λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К.

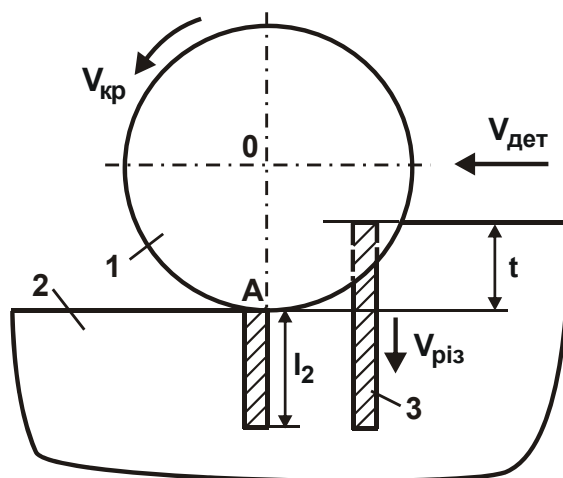


Рис. 1.14. Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

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

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

У роботі [25] показано, що щільність теплового потоку q визначається:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{F}, \quad (1.72)$$

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

F – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом, м²;

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

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{мит}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Параметр $S_{мит} = Q / V_{кр}$ [25], де Q – продуктивність обробки, м³/с. Тоді

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}. \quad (1.73)$$

Зменшити щільність теплового потоку q можна зменшенням умовного напруження різання σ , продуктивності обробки Q й збільшенням площі контакту круга з оброблюваним матеріалом F . Із цього випливає ефективність переходу від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга, оскільки площа контакту круга з оброблюваною поверхнею в другому випадку значно більше, а це веде до зменшення щільності теплового потоку q .

Очевидно, зменшувати продуктивність обробки Q економічно недоцільно, набагато ефективніше зменшувати умовне напруження різання σ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга, зниження тертя в зоні різання за рахунок застосування ефективних технологічних середовищ та ін.

Важливою умовою зменшення умовного напруження різання σ є й застосування переривчастого шліфування, що забезпечує за рахунок ударного

характеру взаємодії круга з оброблюваною деталлю підтримку на його робочій поверхні розвиненого ріжучого рельєфу й зниження енергоємності обробки.

При традиційному багатопрохідному шліфуванні периферією круга параметр $F = B \cdot l$, де B – ширина шліфування, м; l – довжина дуги контакту круга з оброблюваною деталлю, м. У свою чергу, продуктивність обробки $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$, де $V_{\text{дет}}$ – швидкість переміщення деталі, м/с; t – глибина шліфування, м. Тоді залежність (1.73) набуває вигляду:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{l}. \quad (1.74)$$

З урахуванням виразу $l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}$ [15] залежність (1.74)

виразиться:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}, \quad (1.75)$$

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

Як видно, щільність теплового потоку q меншою мірою залежить від глибини шліфування t , ніж від швидкості переміщення деталі $V_{\text{дет}}$. При цьому q зменшується зі збільшенням радіусів круга $R_{\text{кр}}$ й деталі $R_{\text{дет}}$. Найменше значення q досягається при $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$, тобто при плоскому шліфуванні, тому що при внутрішньому шліфуванні $R_{\text{дет}}$ стає негативною величиною й залежність (1.75) набуває вигляду:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} - \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}. \quad (1.76)$$

У цьому випадку зі збільшенням $R_{\text{дет}}$, тобто радіуса оброблюваного отвору в деталі, щільність теплового потоку q збільшується. Однак найбільше значення q , виходячи із залежності (1.75), досягається при круглому зовнішньому шліфуванні.

Проведемо теоретичний аналіз глибини впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні l_2 – параметра, що входить у залежність (1.71) і аналітично описується:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}, \quad (1.77)$$

де c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

τ – час контакту круга з фіксованим перетином оброблюваної поверхні, с.

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

$$\tau = \frac{1}{V_{\text{дет}}} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}}. \quad (1.78)$$

Зменшити час τ можна також за рахунок зменшення глибини шліфування t й застосування переривчастого шліфування.

Підставляючи залежності (1.75) і (1.77) у залежність (1.71), отримана узагальнена залежність для визначення температури шліфування:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{1} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}} = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{1}} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}. \quad (1.79)$$

Відповідно до даної залежності, найбільше впливає на температуру шліфування θ умовне напруження різання σ . Отже, основний ефект у зниженні температури шліфування θ досягається за рахунок зменшення умовного напруження різання σ шляхом забезпечення високої різальної здатності круга, застосовуючи для цього ефективні методи виправлення або забезпечуючи роботу круга в режимі інтенсивного самозагострювання.

Із урахуванням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ залежність (1.79) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{пит}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}. \quad (1.80)$$

Як видно, при заданому значенні $Q_{\text{пит}}$ ефективно глибину шліфування t зменшувати, тобто застосовувати схему багатопрохідного шліфування. Це друга основна умова зменшення температури шліфування θ . Однак ефект від виконання цієї умови не настільки значний, тому що глибина шліфування t входить у залежність (1.80) з невеликим ступенем – 0,25. Це вказує на доцільність зменшення температури шліфування θ за рахунок зменшення умовного напруження різання σ .

При підтримці в процесі шліфування заданої питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ параметр l_2 визначиться:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}}. \quad (1.81)$$

Отже, зменшити параметр l_2 і тим самим можливу глибину дефектного шару оброблюваної деталі, обумовлену температурним фактором, можна зменшенням глибини шліфування t й збільшенням швидкості переміщення деталі $V_{\text{дет}}$, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Із цього випливає, що використання багатопрохідного шліфування дозволяє вирішити два важливих завдання: зменшити температуру шліфування θ й глибину

впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні l_2 з метою підвищення якості оброблюваної деталі.

Встановити середню температуру різання θ лезовим інструментом можна за умови рівності кількості тепла $W = c \cdot m \cdot \theta$, що утворюється при різанні, й роботи різання $A_{\text{різ}} = P_z \cdot L_{\text{різ}}$ [14]:

$$\theta = \frac{P_z \cdot L_{\text{різ}}}{c \cdot m} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (1.82)$$

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

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

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

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

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

\mathcal{V} – об'єм знятого матеріалу, м^3 .

Параметр σ в процесі точіння з урахуванням кута дії $\omega = (\psi - \gamma)$ виражається залежністю [26]:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma) = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg} \omega. \quad (1.83)$$

Після підстановки залежності (1.83) в (1.82), отримано:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg} \omega}{c \cdot \rho}. \quad (1.84)$$

Відповідно до залежності (1.84), зменшити температуру різання θ можна зменшенням кута дії $\omega = (\psi - \gamma)$. За умови $\gamma \rightarrow \psi$ температура різання $\theta \rightarrow 0$. Це основна умова суттєвого зменшення температури різання θ .

Очевидно, чим більше умовний кут тертя ψ оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента, тим більше повинен бути позитивний передній кут різця γ . У випадку шліфування кут γ приймає негативні значення й залежність (1.84) перетвориться:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi + \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg} \omega}{c \cdot \rho}. \quad (1.85)$$

У цьому випадку кут дії $\omega = (\psi + \gamma)$ більше, ніж в процесі різання лезовим інструментом. Виходячи із залежності (1.85), зменшити температуру різання θ можна однозначно зменшенням кутів ψ і $\gamma \rightarrow 0$, тобто зменшенням кута дії $\omega = (\psi + \gamma)$. Очевидно, в процесі шліфування умовне напруження різання σ й температура шліфування θ завжди більше, ніж в процесі точіння. Цьому також сприяє присутність в процесі шліфування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що не враховано в залежності (1.85), але яке за інтенсивністю може перевищувати силову напруженість процесу різання абразивними зернами круга, що визначається залежністю (1.85). Тому зменшити параметри σ й θ в процесі шліфування можна за рахунок підтримки високої різальної здатності круга.

1.4. Розробка ефективних технологій алмазного шліфування

При шліфуванні матеріалів підвищеної твердості застосовують алмазні круги на металевих зв'язках, які, як відомо, працюють нестабільно, швидко втрачають різальну здатність [3]. У цих умовах ефективно застосування методів електроерозійного виправлення [1]. Це вимагає визначення в кожному конкретному випадку оптимальних умов обробки, тобто проведення комплексу теоретичних і експериментальних досліджень для виявлення нових технологічних можливостей обробки. У загальному випадку глибина впровадження різального зерна в оброблюваний матеріал H визначається твердістю матеріалу HV й радіальним зусиллям P , що діє на зерно, яке представлено у вигляді конуса з кутом у вершини 2γ [25]:

$$HV = \frac{P}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (1.86)$$

Як впливає з залежності (1.86), чим більше твердість HV і менше сила P , тим менше глибина впровадження зерна H . Отже, при шліфуванні

важкооброблюваних матеріалів глибина H буде невеликою. Коефіцієнт $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$, що визначає ступінь виступання зерна над рівнем зв'язки круга й змінюється в межах $0 \dots 1$ (за умови $b = H$, де b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м; \bar{X} – зернистість круга, м) зменшиться.

Однак, із цього не випливає зниження продуктивності обробки Q , що визначається залежністю [16; 17]:

$$Q = \frac{S \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot (1 - \eta^2)}{600 \cdot \pi}, \quad (1.87)$$

де S – площа поперечного перерізу оброблюваного прямолінійного зразка, що рухається вздовж нормалі до робочої поверхні круга, м^2 ;

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

m – об'ємна концентрація зерен круга;

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

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

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{\text{дет}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}} \quad (1.88)$$

зменшиться параметр η і дозволить компенсувати зниження продуктивності обробки Q за рахунок зменшення коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, де $V'_{\text{дет}}$ – швидкість руху оброблюваного зразка вздовж нормалі до круга, м/с ; k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м^2 .

Таким чином встановлено, що основною умовою підвищення продуктивності обробки Q при шліфуванні матеріалів високої твердості є підтримка на крузі "гострого" різального рельєфу ($\eta \rightarrow 0$). Це досягається роботою круга в режимі самозагострювання, застосовуючи відносно маломіцні органічні або керамічні зв'язки, або роботою круга на міцних металевих зв'язках в режимі безперервного електроерозійного або електрохімічного виправлення.

Відомо, що зі збільшенням зернистості круга міцність зерна на роздавлювання (обумовлена руйнівним навантаженням, рівним P) збільшується за залежністю $P = \alpha \cdot A^\beta$, де α й $\beta < 1$ – постійні. Тоді коефіцієнт $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$ із урахуванням залежності (1.86) визначиться:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{1}{\bar{X}^{(1-0,5\beta)}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (1.89)$$

Коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$ тим більше, чим менше зернистість \bar{X} і більше параметр α , що визначає відносну міцність зерен різних марок алмазів. Отже, домогтися підвищення продуктивності обробки Q відповідно до залежності (1.87) при обробці матеріалів високої твердості можна за рахунок застосування дрібнозернистих кругів з підвищеною міцністю алмазних зерен.

З огляду на те, що параметри \bar{X} й HV входять у залежність (1.89) приблизно з однаковим ступенем – рівним 0,5 – зернистість круга слід вибирати обернено пропорційно твердості оброблюваного матеріалу.

Зменшення зернистості \bar{X} відповідно до залежності (1.89) призводить до збільшення коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, тобто підвищенню ступеня виступання зерна над рівнем зв'язки круга й зменшення частини зерна, розташованої у зв'язці круга. Отже, міцність утримання зерна зменшиться й для її збільшення необхідно використовувати більш міцні металеві зв'язки круга.

Стійкість таких кругів визначається діапазоном зміни параметра $\eta = 0 \dots \eta_1 < 1$. Чим більше значення η_1 , тим вище стійкість круга. Збільшення значення η_1 вимагає збільшення параметра H , відповідно до залежності

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V'_{\text{дет}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (1.90)$$

і коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, відповідно до залежності (1.89). Отже, збільшити стійкість круга можна за рахунок збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки, застосовуючи більш міцні металеві зв'язки й ефективні методи первинного розкриття алмазного шару круга, наприклад, електроерозійне або

електрохімічне виправлення. Важливо провести аналіз круглого зовнішнього алмазного шліфування (рис. 1.15). Для даної схеми шліфування параметри H , η і Q визначаються залежностями [27]:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (1.91)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}; \quad (1.92)$$

$$Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{S_0 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot (1 - \eta^2)^2}{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}, \quad (1.93)$$

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

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

t – глибина шліфування, м;

S_0 – поздовжня подача, м/об.;

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

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

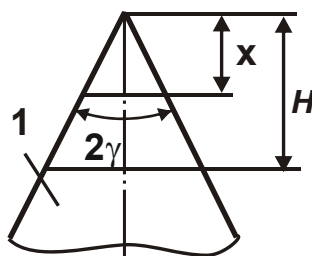


Рис. 1.15. Розрахункова схема параметрів шліфування

Умовні позначення: 1 – зерно; x – величина лінійного зносу зерна; H – глибина проникнення оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга, відлічуючи її від вершини вихідного (незношеного) зерна.

Як вже показано, збільшення твердості оброблюваного матеріалу призводить до зменшення параметра $b = H$, коефіцієнта $(1 - \varepsilon)$, а, отже,

продуктивності обробки відповідно до залежності (1.93). Домогтися збільшення продуктивності обробки Q можна шляхом зменшення параметра η за залежністю (1.92), застосовуючи режим самозагострювання алмазного круга на органічній або керамічній зв'язках або режим автономного електроерозійного виправлення алмазного круга на металевій зв'язці. Очевидно, другий метод більш універсальний, тому що допускає виконання умови $b = H$ за рахунок вибору оптимальної зв'язки, яка працює в режимі самозагострювання круга.

Другою умовою підвищення продуктивності при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів слід розглядати зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ й збільшення поздовжньої подачі S_0 в залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot V_{\text{дет}} \cdot Q \cdot \rho}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot \sqrt{S_0}}} \quad (1.94)$$

у зв'язку зі зменшенням параметра b , зберігаючи параметри η й Q незмінними. З урахуванням $Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \text{const}$ глибина шліфування t збільшиться.

Отже, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу ефективно використовувати схему глибинного шліфування зі збільшеною глибиною шліфування t й відносно невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$ при поздовжній подачі $S_0 \cong B$ (де B – висота круга, м). Виходячи із цього, схема глибинного круглого зовнішнього алмазного шліфування використана для обробки кілець із високоміцних графітів, які застосовуються для виготовлення торцевих ущільнень для насосних агрегатів гідравлічних систем.

Порівняно з діючим технологічним процесом звичайного багатопрхідного алмазного шліфування, запропонований процес дозволив в 2 ... 5 разів підвищити продуктивність обробки, в 2 ... 3 рази зменшити зношування алмазних кругів на металевих зв'язках при одночасному виконанні технічних вимог за якістю обробки графітових кілець. Установлено, що знімання припуску величиною до 4 мм на сторону можна здійснювати за один поздовжній хід круга, забезпечуючи високу якість обробки. Це дозволяє об'єднати попереднє й остаточне шліфування в одну операцію й суттєво знизити трудомісткість виготовлення торцевих ущільнень гідравлічних систем.

З огляду на нетокопровідність графітів, електроерозійне виправлення алмазного круга виконувалося автономно за допомогою спеціального катодного пристрою й спеціального малогабаритного генератора імпульсного струму. Це забезпечувало високоякісне очищення круга від продуктів обробки та його високу різальну здатність. Обробка виконувалася із глибиною шліфування $t > 1$ мм; $V_{\text{дет}} = 0,5 \dots 2$ м/хв; $S_0 = 0,9 \cdot H$; $V_{\text{кр}} = 35 \dots 40$ м/с і силою струму $I = 30 \dots 50$ А, де H – висота круга, м. Застосування даного процесу шліфування дозволило ефективно використовувати алмазні круги форми 1А1 300x25 на металевих зв'язках М1–01 і М2–01.

Установлено, що процес шліфування допускає застосування періодичного виправлення круга. У зв'язку із цим необхідно провести аналіз торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті з обертовим столом.

При алмазному шліфуванні матеріалів високої твердості, що характеризується невеликим значенням параметра b , підвищити продуктивність обробки, виходячи з залежності (1.93), можна зменшенням $V_{\text{дет}}$ при збереженні значень η і Q в залежності (1.94). Зменшення $V_{\text{дет}}$ за умови $Q = \text{const}$ припускає збільшення глибини шліфування t . Найбільший ефект досягається за умови $t = R_{\text{дет}}$. Реалізувати цю умову можна при прорізці глибоких пазів, шліфуванні глибоких канавок, розрізці матеріалів відрізними кругами, а також при плоскому шліфуванні торцевим кругом з обертовим столом верстата, розглядаючи як ширину шліфування параметр $t = R_{\text{дет}}$, а як глибину шліфування – параметр S_0 , що входять у залежність (1.94).

Виходячи із цього, дану схему слід розглядати як найбільш продуктивну при шліфуванні матеріалів підвищеної твердості. Тому схема покладена в основу створення плоскошліфувальних верстатів з обертовим столом, зокрема, верстатів для двостороннього шліфування моделі 3102, які використовуються для обробки невеликих за розмірами деталей з високотвердих керамік, феритів та інших важкооброблюваних матеріалів, які укладаються на обертовому столі верстата.

Для обробки використовуються алмазні круги на металевих зв'язках, які в умовах відсутності стирання зв'язки швидко затуплюються, втрачають різальну здатність і призводять до інтенсивного зростання сил, потужності й

температури різання. У результаті дії великих навантажень радіально–упорні підшипники шпиндельних вузлів верстата моделі 3102 часто виходять із ладу, а оброблювані керамічні пластинки руйнуються, що приводить до значних втрат від браку. Застосування електроерозійного виправлення круга дозволило вирішити проблему підвищення його різальної здатності, зниження сил різання й поліпшення якості й точності обробки. Крім того, шліфування "гострим" кругом забезпечує підвищення продуктивності обробки й зниження зношування круга. Для виправлення торцевих кругів використовувалися спеціальні конструкції правлячих пристроїв.

Важливо також провести аналіз шліфування деталей з міцних феритів торцевими великогабаритними алмазними кругами на верстатах з обертовим столом. Як відомо, підвищити продуктивність торцевого шліфування можна за рахунок створення на крузі забірною конуса довжиною, рівною висоті робочої частини круга. Ефект досягається в результаті збільшення кількості зерен, що приймають участь у різанні, у V/S_0 разів.

Відносно залежності (1.92), це виражається в збільшенні концентрації зерен k у V/S_0 разів. Отже, для забезпечення заданого значення η з урахуванням $t = R_{\text{дет}}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ повинна збільшитися в V/S_0 разів. Відповідно, продуктивність обробки Q , що визначається залежністю (1.93), збільшиться в V/S_0 разів, оскільки концентрація k входить у залежність (1.93) з більшим ступенем, чим швидкість деталі $V_{\text{дет}}$. Таким чином показано, що створення на крузі забірною конуса дозволяє підвищити продуктивність обробки Q , при цьому збільшення Q пропорційне висоті робочої частини торцевого круга.

Наприклад, при висоті круга $V=40$ мм і $S_0=1$ мм продуктивність обробки може бути збільшена в 40 разів (без збільшення зношування круга). Дана схема торцевого шліфування використана при пакетній обробці площин дрібних деталей з міцних феритів, що дозволило багаторазово збільшити продуктивність обробки. Разом з тим, можливості прогресивної схеми використовуються не повною мірою. Це зв'язано, по-перше, з відсутністю ефективних методів створення на торці круга забірною конуса на всю його висоту, по-друге, зі швидким затупленням алмазного круга на металевій зв'язці, по-третє, з великою трудомісткістю виведення різновисотності алмазних

елементів, що утворюється на етапі збирання великогабаритного алмазного круга діаметром до 1000 мм.

Застосовувані методи механічного виправлення за рахунок використання звичайних абразивних кругів не дозволяють вирішити зазначені проблеми. Різальна здатність алмазного круга після виправлення відносно низька внаслідок невеликого виступання зерен над рівнем зв'язки круга. На крузі не утворюється забірний конус у процесі шліфування, що призводить практично до точкового контакту різальної частини круглих алмазних елементів круга з оброблюваним матеріалом і погіршення якості й точності обробки.

Застосування спеціальної технології електроерозійного виправлення круга дозволило підвищити його різальну здатність, вирішити проблему високоякісної обробки, а також виключити потреба в дефіцитних абразивних кругах для виправлення. Крім того, застосування електроерозійного виправлення скоротило час виправлення, підвищило стійкість круга до 10 разів. Наприклад, електроерозійне виправлення здійснюється один раз в 2 ... 3 робочі зміни, тоді як звичайне механічне виправлення (тривалістю до 20 ... 30 хвилин) виконується декілька разів за зміну.

Електроерозійне виправлення забезпечує значне виступання зерен над рівнем зв'язки, що практично виключає контакт оброблюваного фериту зі зв'язкою круга й поліпшує спеціальні властивості деталей. Розроблена технологія виправлення забезпечує утворення на торці круга забірної конуса, що дозволяє підвищити режим шліфування й продуктивність обробки без збільшення зношування круга й погіршення якості та точності обробки.

Проведемо аналіз фізичної сутності процесу шліфування важкооброблюваних матеріалів, які використовуються для виготовлення деталей гідравлічних систем. Для цього скористаємося аналітичною залежністю для розрахунку кута зсуву в процесі мікрорізання одиничним зерном:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{\sigma_{ст}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R} \cdot \cos \psi}, \quad (1.95)$$

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

HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м²;

a_z – товщина зрізу, м;

R – радіус округлення вершини різального зерна, м;

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

f – коефіцієнт тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом.

Чим менше відношення $\sigma_{\text{ст}}/HV$, тим нижче оброблюваність матеріалу різанням. При цьому й товщина зрізу a_z мінімальна внаслідок високої твердості оброблюваного матеріалу, що додатково зменшує кут зсуву.

У залежність (1.95) входить змінний параметр R , керування яким у процесі шліфування дозволяє збільшити кут β і підвищити ефективність обробки. Чим менше R , тим більше β . Для зменшення параметра R необхідно використовувати або алмазні круги на м'яких самогострювальних зв'язках (органічних, керамічних), або алмазні круги на металевих зв'язках з їх інтенсивним електроерозійним або електрохімічним виправленням. Домогтися зменшення кута β можна також за рахунок зниження кута тертя ψ , однак він входить у залежність функцією косинуса й, отже, мало впливає на кут β .

Виконані розрахунки кута β показали, що β може приймати значення менше 1° . Очевидно, реалізувати процес відділення стружки при такому невеликому значенні β практично неможливо, тобто процес різання в цьому випадку буде відсутній. Відділення матеріалу буде відбуватися не від дії напружень на стиск, а від напружень на розтягання, які утворюються під зерном. Із цього випливає, що при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів, особливо крихких матеріалів, за певних умов знімання матеріалу буде відбуватися не шляхом різання й відділення мікровідколів "попереду зерна", а шляхом утворення мікровідколів "під зерном" і "за зерном" у результаті тертя зерна з оброблюваним матеріалом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя, тобто зі збільшенням сил тертя, можна чекати підвищення інтенсивності утворення мікровідколів й підвищення продуктивності обробки.

Розглянутий механізм обробки матеріалу вказує на те, що для реалізації процесу різання необхідно постійно при шліфуванні підтримувати високу гостроту зерна (зменшувати R). Використовувані при цьому алмазні круги на металевих зв'язках необхідно піддавати безперервному електрохімічному виправленню. Це дозволить безупинно підтримувати "гострий" різальний рельєф круга й здійснювати процес різання. Однак, виправлення, як правило, виконується шляхом "занурення" алмазного круга у ванночку з електролітом в процесі

обробки, що вимагає суттєвого зниження швидкості круга (на операціях круглого зовнішнього шліфування). Це призводить до зниження продуктивності обробки. Важливим резервом збільшення швидкості круга й продуктивності обробки слід розглядати застосування автономного (періодичного) електроерозійного виправлення круга.

Висока “гострота” різального рельєфу алмазного круга забезпечується за рахунок застосування кругів на металевих зв'язках, отриманих гальванічним шляхом. Однак, стійкість і тривалість роботи таких кругів невелика. Більш ефективним рішенням є застосування звичайних алмазних кругів з використанням електроерозійного виправлення. Це дозволить суттєво збільшити строк роботи круга й ефективність шліфування.

Важливою умовою їх використання є усунення биття з точністю до декількох мікронів. Електроерозійне виправлення вирішує дану проблему. Розроблена технологія електроерозійного виправлення впроваджена на ряді підприємств. Вона показала на можливість досягнення точності обробки круга в межах 0,01 мм. Розкритий таким способом алмазний шар круга забезпечує тривалий час його високу різальну здатність. У результаті використання розробленої технології досягнуте підвищення якості й продуктивності обробки, збільшена стійкість круга, здійснений перехід від алмазних кругів на гальванічній зв'язці на більш ефективні алмазні круги, виготовлені методами порошкової металургії. Це виключає шкідливе виробництво кругів, пов'язане з гальванічним нанесенням алмазного шару на його робочу поверхню.

Таким чином, обґрунтовані технологічні можливості високопродуктивної обробки матеріалів підвищеної твердості на основі використання алмазно-абразивних інструментів на металевих зв'язках.

1.5. Обґрунтування умов ефективного застосування високошвидкісного різання матеріалів

Обробка матеріалів різанням в даний час є основним методом формоутворення поверхонь при виготовленні високоточних і високоякісних деталей машин. Це вимагає пошуку нових ефективних рішень по вдосконалюванню процесів різання матеріалів, головним чином, за рахунок збільшення швидкості різання – застосування високошвидкісного різання.

За останні десятиліття в цьому напрямку досягнуті певні успіхи: створені верстати й лезові інструменти, що реалізують швидкості різання 100 – 200 м/с. Дані верстати виготовляються за кордоном і надходять в Україну, однак, достатнього досвіду їх використання поки немає. Основні труднощі пов'язані з низькою стійкістю вітчизняних різальних інструментів, особливо при зніманні нерівномірних припусків. Для обґрунтування шляхів удосконалення процесів високошвидкісного різання важливо оцінити їхні технологічні можливості.

У загальному випадку потужність різання визначається добутком тангенціальної складової сили різання P_z й швидкості різання V , тобто $N = P_z \cdot V$. Очевидно, зі збільшенням V потужність різання N збільшується. Наприклад, при збільшенні V з 2 до 100 м/с потужність різання N (за умови $P_z = \text{const}$) збільшується в 50 разів і може досягти достатньо великих значень. Тому реалізація високошвидкісного різання вимагає створення металорізальних верстатів підвищеної потужності.

Зі збільшенням швидкості різання V зменшується час контакту інструмента з фіксованим перетином оброблюваної деталі, у результаті чого зменшується час теплового впливу на деталь. Це сприяє поліпшенню якості обробки. Більша частина тепла відводиться стружкою, що утворюється. Однак, при цьому збільшується потужність N теплового потоку в зоні різання, що призводить до збільшення температури різання θ .

Даний висновок впливає з найпростішої залежності з курсу фізики, що встановлює зв'язок між потужністю теплового потоку N й різницею температур $(\theta_1 - \theta_2)$ на двох поверхнях стінки товщиною l (умовно рівній товщині різця):

$$N = \lambda \cdot S \cdot \frac{(\theta_1 - \theta_2)}{l}, \quad (1.96)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу різця;

S – поверхня стінки (площа контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця в м^2);

$$\theta_1 - \theta_2 \approx \theta.$$

Якщо представити потужність теплового потоку N у вигляді [25]: $N = \sigma \cdot S_1 \cdot V$, то після перетворень залежності (1.96) отримано:

$$\theta = \frac{\alpha \cdot \sigma \cdot l \cdot V}{\lambda}, \quad (1.97)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м^2 ;

$S_1 = \alpha \cdot S$ – площа поперечного перерізу зрізу, м^2 ;

α – безрозмірний коефіцієнт, залежний від товщини стружки й товщини зрізу ($\alpha < 1$).

Температура різання θ визначається швидкістю різання V , що погодиться із практикою різання: період стійкості інструмента обумовлений головним чином швидкісним фактором.

Параметр S явно в залежність (1.97) не входить. Він пов'язаний з температурою різання θ коефіцієнтом α , який мало змінюється зі зміною параметра S . Із цього можна зазначити, що площа поперечного перерізу зрізу s несуттєво впливає на температуру різання θ . Тому з метою підвищення продуктивності обробки її доцільно збільшувати. Однак, збільшення S обмежене міцністю інструмента.

Зменшити θ можна зменшенням параметрів α , σ , l , V і збільшенням λ . Як відомо, зі збільшенням швидкості різання V зменшується умовне напруження різання σ , однак, не суттєво. Тому зі збільшенням швидкості різання V , в остаточному підсумку, температура різання θ буде збільшуватися. Властиво цим і визначаються основні труднощі при здійсненні процесів високошвидкісного різання.

Як вже відзначалося, параметри α й σ мало змінюються для розглянутого оброблюваного матеріалу. Тому з метою зменшення температури різання θ , виходячи із залежності (1.97), варіювати треба параметрами l й λ , що визначають геометрію інструмента та його теплопровідність. У цьому зв'язку ефективно застосування інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів (синтетичних алмазів, ельбора, гексаніта та ін.), що характеризуються найменшими значеннями коефіцієнта теплопровідності λ із всіх інструментальних матеріалів.

Важливою умовою підвищення стійкості різального інструменту необхідно розглядати нанесення на його робочі поверхні зносостійких покриттів, які в меншому ступені піддаються зношуванню в умовах підвищеної температури різання, ніж матеріал інструмента. Для оцінки ефективності застосування різальних інструментів зі зносостійкими покриттям (нанесеними за технологією КІНТ – конденсація з іонним бомбардуванням низькотемпературна [8]) на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" у лабораторії передових методів обробки металів були проведені випробування зміцнених інструментів при різанні ряду важкооброблюваних матеріалів (табл. 1.1).

Таблиця 1.1

Результати випробувань зміцнених різальних інструментів

№	Найменування інструмента	Оброблюваний матеріал	Твердість оброблюваного матеріалу	Збільшення стійкості зміцненого інструмента до незміцненого (кількість разів)
1	Свердло 3 мм	Титановий сплав	$HRC_e > 35,5$ од.	20 разів
2	Свердло 1,6 мм	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e 35 - 43,5$ од.	18 разів
3	Довб'як М 1,5	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e > 30$ од.	8 разів
4	Довб'як М 1,25	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e > 30$ од.	8 разів

Наведені в табл. 1.1 дані показують, що зміцнення різальних інструментів зносостійкими покриттями дозволяє багаторазово підвищити їхню стійкість. Це створює об'єктивні передумови інтенсифікації режимів різання й у першу чергу - збільшення швидкості різання й переходу в область високошвидкісного

різання. Експериментально встановлено, що зміцнений інструмент забезпечує здійснення процесу різання важкооброблюваних матеріалів у тих випадках, коли різання звичайним (незміцненим) інструментом нездійснено.

Для реалізації високошвидкісного різання може бути рекомендований обробний центр С800И фірми HERMLE (Німеччина). Він призначений для високошвидкісної обробки деталей з різних матеріалів зі складними просторовими формами (за рахунок можливості одночасної обробки за 5-ма осями). Коротка технічна характеристика: частота обертання шпинделя – 16 000 об./хв; швидкість холостого ходу – 35 м/хв; потужність – 15 кВт.

1.6. Аналітичне визначення оптимальних параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки

Зниження собівартості й збільшення продуктивності металообробки є найважливішими умовами створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Велике значення при цьому має правильний вибір оптимальних параметрів режимів різання й характеристик різальних інструментів. Для рішення завдання розрахунку економічно вигідних режимів різання проаналізуємо спочатку зв'язок основного показника обробки – стійкості різального інструменту з продуктивністю процесу різання.

Використовуючи результати багатофакторного планування експерименту, у роботі [2] отримана залежність для визначення стійкості різального інструменту:

$$T = \frac{C_4}{V_{\text{різ}}^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (1.98)$$

де t – глибина різання, м;

S – поздовжня подача за одне обертання деталі, м/об.;

C_4, m_1, q, p – постійні для певних умов обробки ($m_1 > q > p; m_1 > 1$).

Добуток параметрів $t \cdot S$ при поздовжньому точінні дорівнює площі поперечного перерізу зрізу S_0 . Продуктивність обробки Q визначається залежністю $Q = V_{\text{різ}} \cdot t \cdot S$. Тоді після перетворень залежність (1.98) маємо:

$$T = \frac{C_4}{V_{\text{різ}}^{m_1-p} \cdot t^{q-p} \cdot Q^p}. \quad (1.99)$$

Розв'язуючи залежність (1.99) відносно продуктивності обробки Q , маємо

$$Q = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{V_{\text{різ}}^{m_1-p} \cdot T} \right)^{\frac{1}{p}}. \quad (1.100)$$

Збільшити продуктивність обробки Q за умови $T = \text{const}$ можна зменшенням швидкості різання $V_{\text{різ}}$ і збільшенням глибини різання t . Параметр t впливає на продуктивність обробки Q значно менше, ніж швидкість різання $V_{\text{різ}}$. Отже, основною умовою підвищення Q необхідно розглядати зменшення швидкості різання $V_{\text{різ}}$. Однак, це призведе до збільшення площі поперечного перерізу зрізу $S_0 = Q/V_{\text{різ}}$, що пов'язана з товщиною a і шириною зрізу b відношенням $S_0 = a \cdot b$.

Оскільки товщина зрізу a обмежена міцністю інструмента, збільшити S_0 можна за рахунок збільшення ширини зрізу $b = t/\sin \varphi$ (де φ – кут різця в плані), тобто за рахунок збільшення глибини різання t . Виходячи із цього, глибина різання t повинна приймати максимально можливе значення, рівне величині припуску, що знімається. Знаючи глибину різання t , можна визначити ширину зрізу $b = t/\sin \varphi$ й площу поперечного зрізу $S_0 = a \cdot b = t \cdot a/\sin \varphi$, де товщина зрізу a визначається з умови забезпечення міцності інструмента. Представляючи залежність (1.98) у вигляді:

$$T = \frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{V_{\text{різ}}^{m_1} \cdot S_0^p}, \quad (1.101)$$

для заданих значень T , C_4 , t , S_0 , із залежності (1.101) визначається швидкість різання $V_{\text{різ}}$:

$$V_{\text{різ}} = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T \cdot S_0^p} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \quad (1.102)$$

Після підстановки залежності (1.102) в (1.100), визначається максимально можлива продуктивність обробки Q :

$$Q = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot S_0^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (1.103)$$

З урахуванням вираження $S_0 = \frac{t \cdot a}{\sin \varphi}$ остаточно отримано:

$$Q = \left(\frac{C_4}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (1.104)$$

Як видно, продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри t , a і менше T , φ . Зважаючи на те, що $T \approx 1/Q$, ефективно обробку здійснювати з максимально можливою температурою різання θ .

Подачу S вибирають з умови $S = S_0 / t$. Найважливіший показник процесу різання є об'єм знятого матеріалу $\mathcal{G} = Q \cdot t$ за період стійкості інструмента T . З урахуванням залежності (1.104), маємо:

$$\mathcal{G} = C_4^{\frac{1}{m_1}} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (1.105)$$

Збільшити об'єм знятого матеріалу \mathcal{G} можна збільшенням стійкості інструмента T , що відповідає збільшенню швидкості різання $V_{\text{різ}}$, виходячи із

залежності (1.102), і зменшенню продуктивності обробки Q , виходячи із залежності (1.104).

З погляду на протилежний вплив стійкості інструмента T на \mathcal{G} і Q , важливо провести аналіз собівартості обробки C , яка включає дві змінні статті витрат, пов'язані із заробітною платою робітника й вартістю інструментів, необхідних для обробки N деталей (сумарного знімання матеріалу об'ємом \mathcal{G}_0).

Кількість інструментів, необхідних для сумарного знімання матеріалу обсягом \mathcal{G}_0 , дорівнює:

$$n = \frac{\mathcal{G}_0}{\mathcal{G}}, \quad (1.106)$$

де \mathcal{G}_0 – об'єм матеріалу, що знімається одним інструментом за період його стійкості, м^3 .

Тоді [25]:

$$C = n \cdot T \cdot Z_{\text{час}} \cdot k + n \cdot \text{Ц}, \quad (1.107)$$

де $Z_{\text{час}}$ – годинна тарифна ставка робітника;

k – коефіцієнт, що враховує всілякі нарахування на заробітну плату робітника;

Ц – ціна інструмента, грн.

Після перетворень залежність (1.107) набуває вигляду:

$$C = \frac{\mathcal{G}_0 \cdot T^{m_1} \cdot Z_{\text{час}} \cdot k}{C_4^{m_1} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}} + \frac{\mathcal{G}_0 \cdot \text{Ц}}{C_4^{m_1} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}}. \quad (1.108)$$

Як видно, стійкість різального інструменту T неоднозначно впливає на собівартість обробки C . Існує екстремальне значення T . Для його визначення необхідно взяти похідну від функції C за величиною T й отримане вираження

прийняти рівним нулю, тобто застосувати необхідну умову екстремуму (мінімуму), рис. 1.16. У результаті маємо:

$$T = \frac{Ц \cdot (m_1 - 1)}{З_{\text{час}} \cdot k}. \quad (1.109)$$

Як видно, оптимальна стійкість інструмента T не залежить від режимів різання, а визначається економічними параметрами $Ц$, $З_{\text{час}}$, k і показником m_1 , обумовленим фізико-механічними властивостями інструментального й оброблюваного матеріалів.

Мінімальне значення собівартості обробки C визначається шляхом підстановки в залежність (1.108) виразу (1.109). Оскільки оптимальне значення T не залежить від режимів різання, то характер впливу параметрів t , a , φ на мінімальне значення C визначається залежністю (1.108).

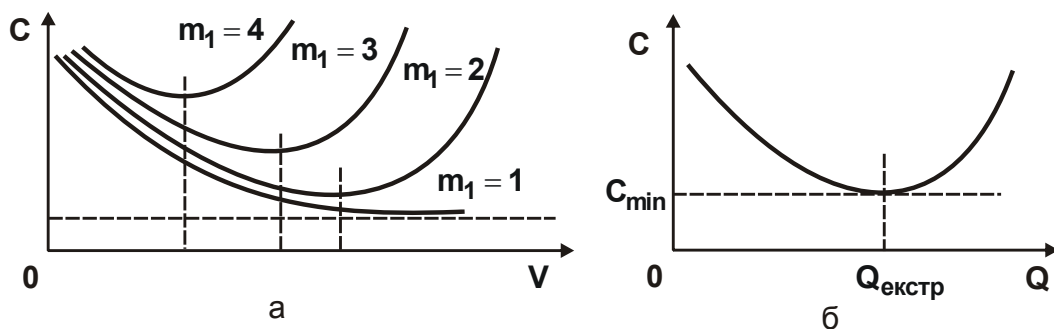


Рис. 1.16. Загальний вигляд залежності собівартості обробки C від швидкості різання V (а) й продуктивності обробки Q (б)

Зменшити C_{min} можна збільшенням глибини різання t і товщини зрізу a . Це досягається застосуванням сучасних збірних високопродуктивних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями при забезпеченні умов високошвидкісного різання.

2. РОЗРОБКА ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ ЩОДО ВИБОРУ ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСНІЙ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ГІДРАВЛІЧНИХ СИСТЕМ

2.1. П'ятиосевий порталний обробний центр DOOSAN VM 2740U – найкраще рішення для високошвидкісної обробки великогабаритних авіаційних деталей

Високошвидкісна механічна обробка є одним із пріоритетних напрямків сучасної технології виготовлення деталей літальних апаратів. Впровадження такої обробки в авіаційну промисловість дозволяє суттєво підвищити продуктивність праці при одночасному підвищенні точності обробки та якості виготовлення літакових деталей [6; 7]. В авіаційних конструкціях знаходять широке застосування високоміцні алюмінієві, магнієві й титанові сплави. При виготовленні деталей і вузлів літаків до 25 – 35 % від загальної трудомісткості виготовлення виробів становлять операції механічної обробки на металорізальних верстатах. Використання в конструкціях агрегатів літака великогабаритних монолітних деталей складних форм із важкооброблюваних матеріалів викликає ріст обсягу робіт по механічній обробці.

Компанія Doosan (Південна Корея), орієнтуючись на замовника, постійно розробляє й впроваджує передові технології металообробки в машинобудуванні, створюючи встаткування відмінної якості. Щорічно компанія інвестує у свій розвиток, внаслідок чого з'являються нові моделі встаткування й рішення, що успішно застосовуються на підприємствах авіаційної й космічної промисловості для обробки різанням складних деталей.

П'ятиосевий порталний обробний центр Doosan VM 2740U (рис. 2.1) спеціально спроектований для обробки авіаційних деталей складної форми за один установ, що дозволяє поліпшити якість одержуваних виробів, а також знизити собівартість їхнього виготовлення порівняно з традиційною обробкою на декількох верстатах.



Рис. 2.1. Обробний центр Doosan VM 2740U

Обробний центр Doosan VM 2740U уже в базовому виконанні оснащений цілим набором додаткових опцій, що дозволяють виконувати високошвидкісну прецизійну обробку цілого ряду традиційних для аерокосмічної галузі деталей. Точність позиціонування за трьома лінійними осями зберігається постійною при самому навантаженому режимі роботи завдяки системі термокомпенсації. Крім того, всі лінійні осі в стандарті оснащені прецизійними роликowymi напрямними й оптичними лінійками. Портальна конструкція верстата з двома симетрично розташованими фіксованими колонами підвищеної жорсткості забезпечує стабільні умови обробки без вібрації за рахунок збалансованого розподілу ваги, а також ефективного розсіювання тепла, що виділяється в процесі обробки.

Універсальна високошвидкісна поворотна головка із прямим приводом дозволяє виконувати безперервну обробку деталей великих габаритів на протязі тривалого часу. Одночасна 5-ти осьова обробка дозволяє значно скоротити час, необхідний для обробки деталей зі складним профілем.

Конус шпинделя верстата (HSKA63) оснащується Dual contact system – системою, що фіксує інструмент за двома поверхнями. Контакт здійснюється не тільки по бічній поверхні, але й по торцю оправлення, надаючи системі фіксації інструмента додаткову жорсткість і забезпечуючи високу точність обробки на швидкостях до 18 000 об./хв і вище. Ця система допомагає звести до мінімуму вібрації, шум і втрати потужності, звичайно характерні для високошвидкісної обробки. Dual contact system входить у комплект стандартної поставки.

Цікава також випробувана часом функція Heat displacement Control – Doosan Heat Control Device.

Для забезпечення точності оброблюваних деталей в умовах масового виробництва (безперервний графік роботи встаткування, коефіцієнт використання встаткування 0,9 – 0,95, підвищені режими різання, часті переходи від чорнової обробки до чистової й навпаки) верстати оснащуються системами зворотного зв'язку з датчиками лінійних переміщень (абсолютними вимірювальними лініями) HEIDENHAIN (Німеччина). Із цією метою, для контролю теплових деформацій і зсуву осі Z Doosan використовує свою розробку – Heat Control Device.

Інформація про температурні коливання в режимі реального часу з датчиків, розташованих на шпинделі й станині, надходить в операційну програму. При цьому зміна кінематичних і термічних характеристик, а також вплив навантаження на точність у процесі обробки визначаються лінійними датчиками й ураховуються системою керування, що дозволяє досягати найвищої точності позиціонування верстата – до ± 3 мкм. Обробний центр Doosan VM 2740U управляється системою ЧПУ Heidenhain iTNC 530. Дана стійка відрізняється оптимізованою системою керування переміщенням по траєкторії, коротким часом обробки кадру й спеціальних стратегій обробки штампованих деталей.

Цифрова архітектура й убудоване цифрове керування приводами з інтегрованим перетворювачем забезпечують високу швидкість обробки при найвищій точності контуру, що особливо необхідно при обробці 2D–Контурів або 3D–Форм. Динамічний контроль зіткнень (опція DCM) системи iTNC 530 постійно контролює робочу зону верстата на предмет можливих зіткнень робочих органів верстата із затискними пристосуваннями.

Адаптивне керування подачею (опція AFC) автоматично регулює контурну подачу залежно від потужності шпинделя й інших параметрів. Такий набір опцій і можливостей верстата дозволяє оптимізувати час обробки, контролювати інструмент і щадити механікові верстата. З урахуванням всіх перерахованих вище особливостей, обробний центр Doosan VM 2740U дозволяє підняти обробку авіаційних деталей на якісно новий рівень.

2.2. Ефективне застосування різальних інструментів в умовах високошвидкісної обробки

Авіа- та енергобудівні підприємства випробовують зростаючий тиск ринку, пов'язаний із глобальним масштабом конкуренції й підвищенням собівартості обробки більш якісних, але важкооброблюваних матеріалів. Зростає попит на нові інструментальні рішення з ефективною обробки виробів, виготовлених з важкооброблюваних матеріалів, без значних додаткових інвестицій. Рішенням є застосування інноваційних різальних інструментів, які не тільки перевершують за технічними характеристиками традиційні інструменти, але й знижують витрати на виробництво [5]. Так, одна з найбільших металообробних компаній світу TaeguTec (Південна Корея), відповіла на цей виклик ринку розширенням серії інструмента ChaseMold і новими геометричними формами пластин, які задовільняють потреби виробництва аерокосмічної та енергетичної галузі на операціях обробки деталей, виготовлених із пластичних і важкооброблюваних матеріалів (рис. 2.2).

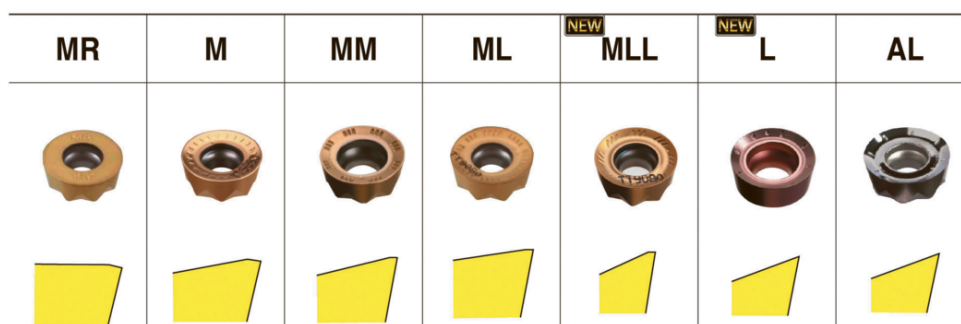


Рис. 2.2. Нові геометрії пластин

Одна з нових розробок металорізального інструмента ChaseMold – стружкоруйнуюча геометрія MM серії пластин RYM(H)X, що дозволяє значно знизити відсоток бракованих виробів при виробництві кошовної продукції авіаційної промисловості. Завдяки таким особливостям, як посилена різальна крайка та збільшений передній кут (рис. 2.3), стружкоруйнувач MM забезпечує відчутне зниження сили різання й запобігає відколу пластин на відповідальних операціях механічної обробки деталей.

Вибір пластин з геометрією MM – це стабільна обробка й незначна силова напруженість процесу різання важкооброблюваних і пластичних

матеріалів, таких як нержавіючі сталі й сплави на основі титана, що широко використовуються в аерокосмічній і енергетичній галузях, а також для виробництва прес-форм і штампів. Геометрії пластин MLL і L (рис. 2.4) оптимальні для обробки жароміцних суперсплавів (HRSA), таких як сплави на основі титану, кобальту й нікелю. Пластини із цією геометрією різальної крайки відрізняються більш позитивним переднім кутом, що сприяє підвищенню ефективності процесу різання й зниженню зусиль різання, а унікальний дизайн насічок не допускає налипання пластичних матеріалів на передню поверхню пластини.



Рис. 2.3. Стружкоруйнувач MM



Рис. 2.4. Геометрії пластин MLL і L

Пластини ChaseMold зі стружкоруйнувачем L достатньо ефективні для механічної обробки деталей з жароміцних сплавів, наприклад, інконеля й матеріалів, до складу яких входить титан.

Стружкоруйнівна геометрія ML – безперечний лідер на операціях виготовлення деталей з важкооброблюваних матеріалів із застосуванням підвищених режимів різання, тобто в умовах високошвидкісної обробки. Серія випробувань вищеописаних розробок TaeguTec з аналогічними продуктами світових виробників інструмента підтвердила їхню перевагу. Нові пластини серії ChaseMold значно перевершують найближчих конкурентів в умовах обробки інконеля й титанових сплавів. В 2015 році у виробничих умовах провідного українського підприємства аерокосмічної галузі були успішно випробувані пластини серії ChaseMold, які показали позитивні результати (табл. 2.1) при обробці титана VT22 (рис. 2.5): досягнуте збільшення стійкості інструмента при високій якості оброблюваних поверхонь.

Результати випробувань інструмента ChaseMold при обробці титана BT22

	Серія ChaseMold
Деталь	Кронштейн
Оброблюваний матеріал	Титан BT22
Верстат	5-ти осьовий обробний центр
Корпус фрези	Модульна головка $\varnothing 32R6$ TERY 332-M16-12
Пластина	RYMX 1205-ML TT3540
Швидкість, м/хв	35
Кількість обертів, об./хв	350
Подача, мм/хв	150
Глибина різання, мм	2
Ширина різання, мм	1 – 32
Стійкість 1 крайки, хв	307

Успіх гарантував новий сплав TT3540 (рис. 2.6). Цей унікальний інструментальний матеріал спеціально розроблений фахівцями TaeguTec для аерокосмічної галузі з метою ефективного фрезерування важкооброблюваних матеріалів, таких як жароміцні, нержавіючі й титанові сплави. Нові інструменти в ряді ChaseMold позитивно зарекомендували себе при обробці титанових сплавів у США, де також широко використовуються в аерокосмічній галузі.



Рис. 2.5. Шасі з титана BT22

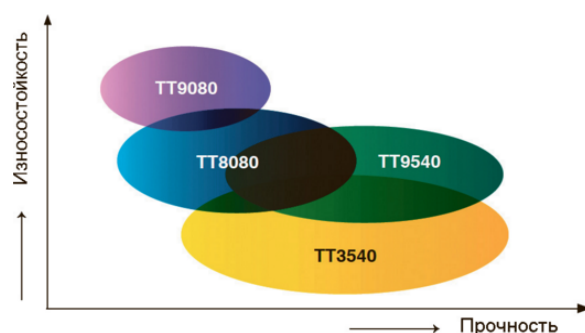


Рис. 2.6. Показники зносостійкості й міцності нових інструментальних матеріалів

Різальні пластини мають PVD покриття та є найсучаснішим рішенням для ряду сплавів, які застосовуються при виготовленні фрезерних інструментів. Ще одна корисна новинка від інженерів компанії TaeguTec – два нових типи пластин RYMX універсальної серії інструмента ChaseMold (рис. 2.7).



Рис. 2.7. Нові типи пластин RYMX

Раніше споживачам інструмента TaeguTec уже надавалася можливість використовувати 8 різальних крайок на пластинах типу RYMX, але при цьому глибина різання повинна була перебувати в межах заданого значення. Як тільки глибина різання перевищувала рекомендовану, ця можливість скорочувалася вдвічі – робочими виявлялися тільки 4 різальні крайки. Для підвищення ефективності обробки розроблені й запущені у виробництво пластини типу RYMX 12 з 6-ма різальними крайками для глибини різання до 2,5 мм (рис. 2.8) і типу RYMX 16 з 7-ма крайками для глибини різання до 3,5 мм (рис. 2.9).



Рис. 2.8. Пластини типу RYMX 12



Рис. 2.9. Пластини типу RYMX 16

Більш того, нові пластини знижують витрати на інструмент, оскільки встановлюються на стандартні корпуси фрез серії ChaseMold – торцеві й кінцеві фрези, а також на модульні головки.

2.3. Високошвидкісне точіння інструментами з кераміки

2.3.1. Загальна характеристика процесу різання інструментами з кераміки

Практикою встановлено, що сучасні різальні пластини з кераміки в умовах правильної експлуатації є ефективним засобом для досягнення високої продуктивності порівняно із твердосплавними пластинами.

Керамічні сплави характеризуються високою твердістю та значним опором до окислювання порівняно з іншими інструментальними матеріалами, а також високою стійкістю до утворення тріщин і ударною міцністю за температури понад 1 000 градусів. Однак, вони є достатньо ламкими в умовах кімнатної температури. Механічні й температурні властивості різних металорізальних матеріалів показані в табл. 2.2.

Алюмооксидна кераміка (Al_2O_3) характеризується значним опором до окислювання й високою стійкістю в умовах високошвидкісного безперервного точіння матеріалів на основі заліза. Нітрид кремнію (Si_3N_4) має високу стійкість до утворення тріщин і значний опір до окислювання. Це є важливим чинником підвищення ефективності чорнової обробки матеріалів на основі заліза.

Таблиця 2.2

Механічні й температурні властивості матеріалів

	Al_2O_3	Si_3N_4	PCBN	PCD	PCD Hardmetal
Щільність, г/см ³	4,0	3,2	3,4	3,5	14,9
Твердість, HV	1,900	1,700	3,700	7,000	1,400
Ударна в'язкість, МПа/м ²	3	6	5	5	12
Теплопровідність, Wm-1/K ⁻¹	30	40	100	120	100
Температура окислювання, °C	>2,000	1,300	1,200	650	500

Практикою встановлено, що різальні керамічні пластини слід застосовувати для обробки матеріалів після їх загартування. Наприклад, в умовах безперервного точіння чавуну й попередньої термообробки матеріалів

рекомендується використовувати різальні керамічні пластини на основі оксиду алюмінію. Різальні пластини на основі нітриду кремнію показують кращі результати в умовах чорнової обробки чавуну й високошвидкісної обробки жароміцних матеріалів на основі нікелю.

2.3.2. Особливості різання термооброблених матеріалів

Різальні керамічні пластини на основі оксиду алюмінію ефективно застосовувати для високошвидкісної обробки загартованої сталі завдяки значному опору до окислювання й температурній стабільності. Компанія TaeguTec (Південна Корея) розробила кілька видів таких керамічних сплавів. Так, різальні пластини з керамічного сплаву AV30 (рис. 2.10) застосовують для точіння вуглецевих та низьколегованих сталей, а різальні пластини з керамічного сплаву AV20 (рис. 2.11) – для високолегованих матеріалів і сталей з високою твердістю.

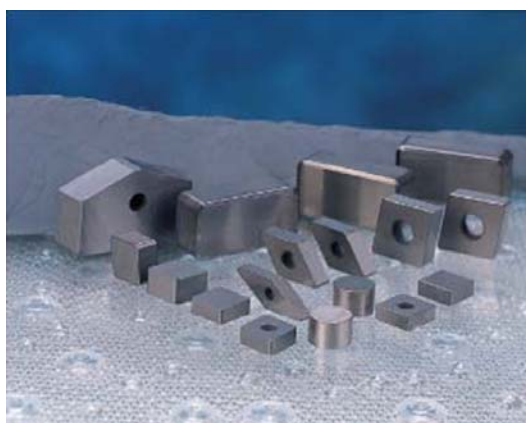


Рис. 2.10. Різальні пластини з керамічного сплаву AV30

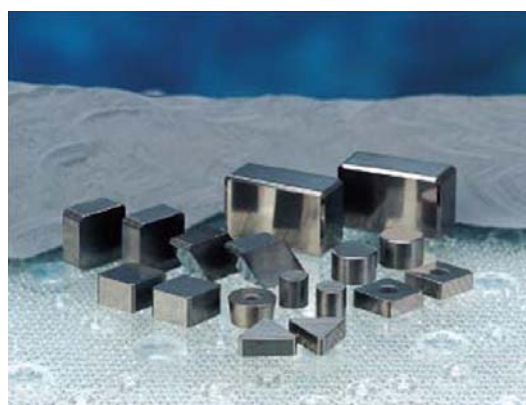


Рис. 2.11. Різальні пластини з керамічного сплаву AV20

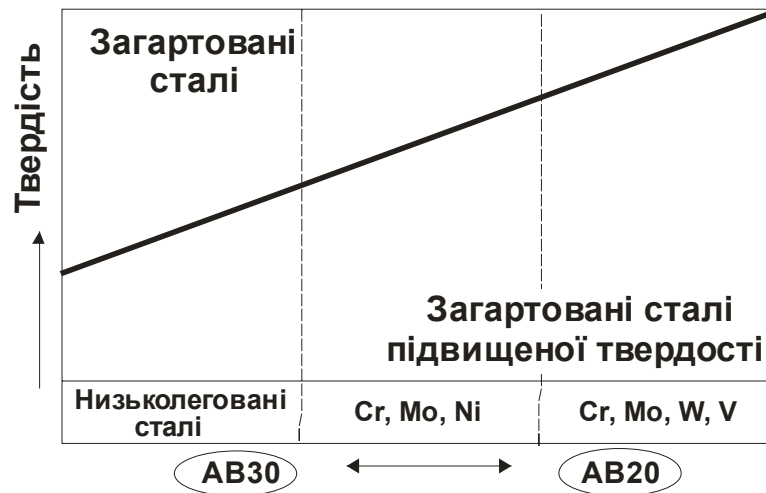


Рис. 2.12. Область застосування різальних пластин з керамічних сплавів залежно від оброблюваного матеріалу та його твердості

Різальні пластини з керамічного сплаву ТВ650 (CBN) рекомендується використовувати для обробки тільки загартованих сталей. На діаграмі (рис. 2.12) схематично показана область застосування розглянутих різальних пластин з керамічних сплавів залежно від оброблюваного матеріалу та його твердості. Наприклад, завдяки високій твердості й стійкості до окислювання сплав АВ20 ефективніше застосовувати для механічної обробки надтвердих матеріалів типу CrMoNi та інструментальних сталей.

2.3.3. Ефективність обробки чавуну

Встановлено, що найбільш ефективним рішенням проблеми високошвидкісної обробки чавуну є застосування різальних керамічних пластин завдяки їх високій твердості й помірній в'язкості. Різальні пластини з керамічного сплаву з чистого оксиду алюмінію AW20 (рис. 2.13) найкраще застосовувати в умовах високошвидкісної обробки чавунних деталей типу циліндр.

Маючи значну стійкість до окислювання й температурної стабільності, керамічний сплав з чистого оксиду алюмінію AW20 значно перевершує за фізико-механічними властивостями аналогічні сплави, які конкурують з ним. Керамічний сплав на основі нітриду кремнію (AS500 і AS10 (рис. 2.14)) має надзвичайно високий опір до викрашування й помірну твердість.

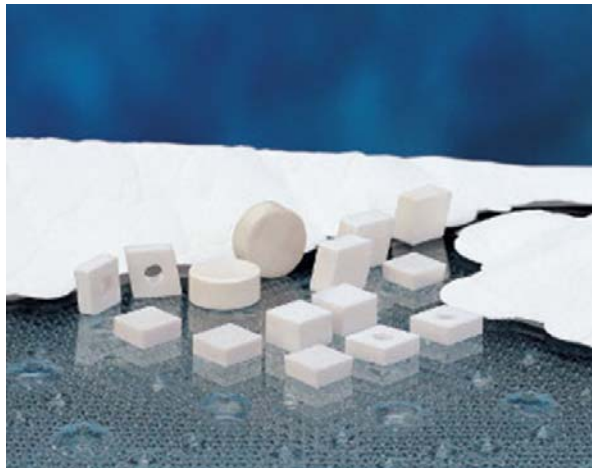


Рис. 2.13. Різальні пластини з керамічного сплаву з чистого оксиду алюмінію AW20

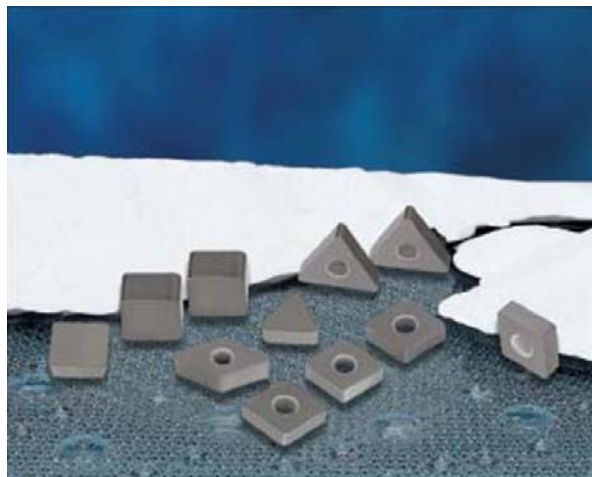


Рис. 2.14. Різальні пластини з керамічного сплаву на основі нітриду кремнію (AS500 і AS10)

Тому різальні пластини з даних керамічних сплавів рекомендують використовувати для чорнових операцій токарної обробки деталей з чавуну. Наприклад, для обробки таких деталей, як чавунний автомобільний диск, а також для фрезерування блоку циліндрів.

2.3.4. Ефективність обробки жароміцних матеріалів

Високопродуктивну обробку жароміцних сталей, а також матеріалів на основі нікелю найкраще здійснювати керамічними пластинами. Даний тип матеріалів є важкооброблюваним, його традиційно застосовують в аерокосмічній галузі. Тому різальні пластини з кераміки на основі нітриду

кремнію (AS20) рекомендується використовувати для високошвидкісної обробки точінням і фрезеруванням сплаву Інконеля 718, що має високу стійкість до викрашування й помірну температурну стабільність.

У чому ж полягають переваги від використання різальних пластин з керамічних сплавів, розроблених у фірмі TaeguTec?

Головна перевага різальних пластин з керамічних сплавів полягає в тому, що вони забезпечують надзвичайно високу продуктивність та значно скорочують витрати на інструмент порівняно із твёрдосплавними пластинами. Як вже сказано, за фізико-механічними властивостями керамічні сплави значно перевершують твёрді сплави у випадку правильного їх застосування. Фізичні характеристики різальних пластин з керамічних сплавів, що виготовляються фірмою TaeguTec, представлені в табл. 2.3.

Таблиця 2.3

Фізичні властивості керамічних металорізальних сплавів,
що виготовляються фірмою TaeguTec

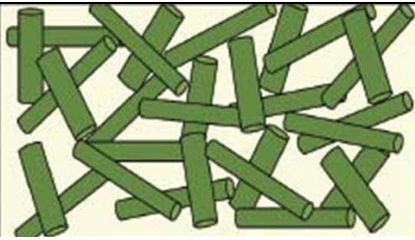
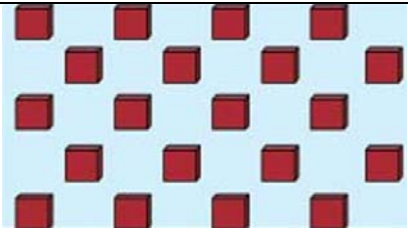
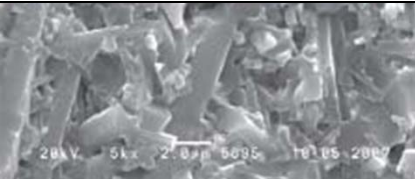
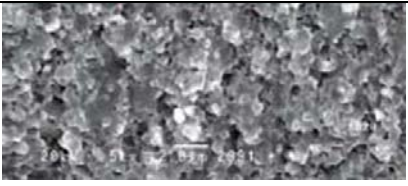
Сплав	AW20	AB20	AB30	AS500	AS10
Состав	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃ .TiC	SiAlON	Si ₃ N ₄
Щільність	4,1	4,3	4,2	3,2	3,2
Твердість H _{Ra} (GPa)	93,8 (1,8)	94,5 (2,1)	94,5 (2,1)	93,9 (1,8)	93,7 (1,6)
K _c (MPa/m ^{1/2})	3,0	3,2	3,5	5,5	6,0

Як видно, керамічні сплави на основі нітриду кремнію (AS10 і AS500) мають високу стійкість до викрашування по відношенню до матеріалів на основі оксиду алюмінію, які показують більш високу твердість. Порівняння сплавів на основі нітриду кремнію й оксиду алюмінію можна виконати на основі табл. 2.4. Виходячи з довгастої мікроструктури, можна зробити висновок, що нітрид кремнію більш в'язкий, ніж оксид алюмінію. У той же час оксид алюмінію є більш твёрдим матеріалом через твёрду дрібнозернисту структуру. Тому рекомендується сплав AS10 (або AS500) використовувати для

чорнової обробки чавунів, а сплави AW20, AB20 і AB30 – для безперервного точіння на високих швидкостях.

Таблиця 2.4

Склад керамічних пластин на основі оксиду алюмінію й нітриду кремнію

Сплав		AS500 (нітрид кремнію)	AB20 (оксид алюмінію)
Склад	Основа	Si_3N_4	Al_2O_3
	Домішки	Al_2O_3 або окис	Ti, Ti та ін.
Стійкість до викрашування		5 – 7	3 – 4
Твердість HV		1600 – 1900	1800 – 2100
Схематична діаграма й мікроструктура			
			

2.3.5. Досвід ефективного застосування різальних керамічних пластин

Спочатку слід розглянути високошвидкісне точіння циліндрів. Експериментально встановлено, що найбільш ефективно обробку циліндрів здійснювати з застосуванням різальних керамічних пластин на основі сплаву AW20 (AW1030), які характеризуються високою стійкістю по відношенню до пластин, виготовлених з інших сплавів, і забезпечують високу якість оброблених поверхонь. Це впливає, наприклад, з рис. 2.15. Так, стійкість різальних керамічних пластин на основі сплаву AW1030 удвічі перевищує стійкість пластини-конкурента (A1). Різальна пластина з керамічного сплаву AW1030 складається із чистих оксидів з PVD TiAl покриттям та зі спеціально підготовленою крайкою, за рахунок чого досягається висока стійкість пластини.

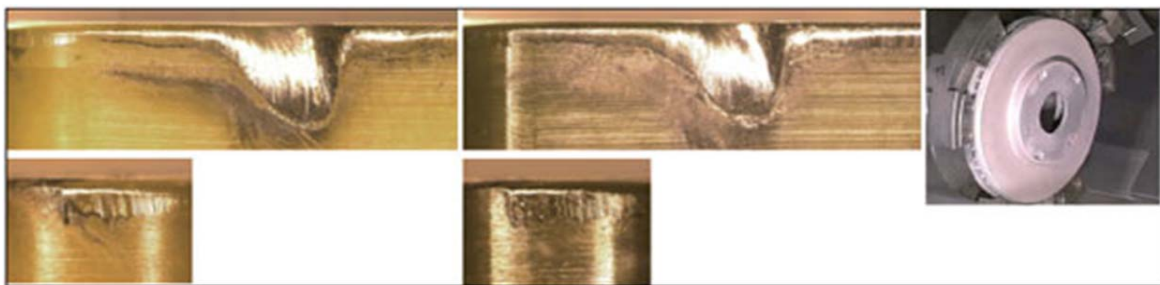


Рис. 2.15. Зразок зношування керамічних пластин на основі SiAlON після обробки 150 деталей зі сплавом AS500 (а); після обробки 100 деталей зі сплавом В1 (конкурент)

Умови обробки: диск 15"; $V = 600$ м/хв; $f = 0,65$ мм/об.; $ap = 2-3$ мм, без охолоджувальної рідини. Пластина SNGX 150716 T7 -CH.

Розглянемо умови підвищення ефективності процесу точіння диска. В процесі високошвидкісного точіння чавунних дисків доцільно використовувати різальні пластини з керамічного сплаву AS500. Цей сплав має високу твердість і високу стійкість до викрашування завдяки спеціальному дизайну й новій технології виготовлення. Надійність цього сплаву підтверджена великою кількістю виробничих випробувань в усьому світі.

На рис. 2.11 показані керамічні пластини після точіння дисків. Установлено, що різальні пластини з керамічного сплаву AS500 мають стійкість на 30 % вищу, ніж найближчі за якістю пластини-конкуренти з подібним складом сплаву. Завдяки сполученню подвійної альфа/бета-фази сплаву SiAlON і кристалічної зв'язки досягається висока стійкість різального інструменту з кераміки. Альфа-фаза сплаву SiAlON забезпечує високу зносостійкість, а бета-фаза збільшує стійкість до викрашування. У сумі ці властивості забезпечують високу продуктивність порівняно з будь-якими конкурентами на операції точіння диска.

Розглянемо умови підвищення ефективності процесу обробки валків, виготовлених зі сталі. Практикою встановлено, що різальні керамічні пластини можуть ефективно використовуватися на операціях чорнового точіння валків, виготовлених на основі заліза з високою твердістю, особливо зі швидкорізальної, високохромістої або нікельвмісних сталей. Різальні пластини з керамічного сплаву AS500 (TaeguTec) рекомендується використовувати для чорнового точіння, а з керамічного сплаву AB20 – для чистової обробки надзвичайно твердих валків.

Наприклад, чорнове точіння валків показано на рис. 2.16. Як видно, стійкість різальних пластин з керамічного сплаву AS500 на 40 % вище, ніж стійкість сплаву-конкурента на основі Si. На рис. 2.17 показані результати випробування різальних пластин на операціях чистового точіння. Як видно, керамічний сплав AB20 має високу стійкість на фінішних операціях обробки швидкорізальних валків.

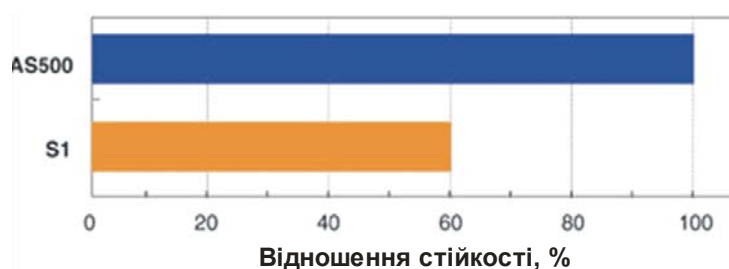


Рис. 2.16. Чорнове точіння валків (HS50)

Умови обробки: $\varnothing 313$ мм; $V = 50$ м/хв; $f = 0,5$ мм/об.; глибина різання 26 мм; без охолоджувальної рідини. Пластина LNU6688T, AS500 (TaeguTec), S1 (Конкурент).

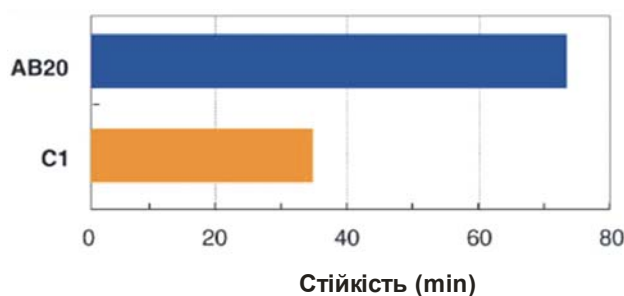


Рис. 2.17. Чистове точіння швидкорізальної сталі (HS85)

Умови обробки: $\varnothing 610$ мм; $V = 48$ м/хв; $f = 0,32$ мм/об.; глибина різання 4,3 мм; без охолоджувальної рідини. Пластина T11-3219, AB (TaeguTec), C1 (Конкурент).

Підводячи підсумки, слід зазначити, що компанія TaeguTec виготовляє унікальні й високоякісні металорізальні керамічні пластини для різних операцій обробки, наприклад таких, як високошвидкісне точіння блоків циліндрів, обробка великими пластинами твердосплавних валків та ін. Керамічний сплав на основі SiAlON AS500 є новітньою розробкою для високошвидкісного точіння чавунних дисків, бандажів підшипників і чорнового точіння залізовмісних валків, а PVD-Сплав AW11030 є найбільш ефективним для безперервного точіння сірого чавуну. Сплав PVD AB2010 забезпечує високу стійкість інструмента на операціях швидкісного точіння загартованих сталей.

ВИСНОВКИ

1. В роботі визначені умови підвищення продуктивності обробки високоточних деталей гідравлічних систем, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, що дозволило науково обґрунтовано підійти до розробки ефективного технологічного процесу високопродуктивної механічної обробки деталей гідравлічних систем. Для рішення поставлених у роботі завдань проведено теоретичне обґрунтування умов зниження силової та теплової напруженості процесу різання лезовими й абразивними інструментами й на цій основі визначені оптимальні умови обробки, включаючи оптимальні параметри режиму різання й характеристики інструменту, що забезпечують досягнення максимально можливої продуктивності обробки й необхідних параметрів точності та якості обробки.

2. Проведено теоретичний аналіз закономірностей стружкоутворення при різанні. Розкрито закономірності виникнення автоколивань в процесах лезової обробки та шліфування. Це дозволило отримати важливі теоретичні рішення, що виключають виникнення автоколивань у процесі механічної обробки, особливо в процесі шліфування. Тому проведено дослідження механіки й теплофізики процесу шліфування, який використовується як основний метод фінішної обробки деталей гідравлічних систем.

3. Установлено, що основною умовою зниження силової й теплової напруженості процесу шліфування є підвищення різальної здатності шліфувального круга й зниження інтенсивності в зоні різання, особливо тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що, як встановлено, є основним джерелом утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні у вигляді припикань, мікротріщин, мікросколів та ін.

4. Показано високу ефективність застосування алмазного шліфування для обробки деталей, виготовлених з високотвердих крихких металевих і неметалевих матеріалів. Розкрито особливості ефективного застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках за рахунок їх своєчасного електроерозійного й електрохімічного виправлення й забезпечення високої різальної здатності. Встановлено, що при електроерозійному виправленні відбувається термічне руйнування металевої зв'язки, а при електрохімічному

виправленні – розчинення металевої зв'язки, чого неможливо досягти при звичайному механічному виправленні абразивними брусками. Показано, що ці круги мають значні технологічні можливості з погляду збільшення продуктивності, якості й точності обробки.

5. Отримані нові теоретичні рішення про умови зменшення температури різання й глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Доведено, що основною умовою зменшення цих двох найважливіших параметрів обробки є перехід в область високошвидкісного різання різальними лезовими інструментами із застосуванням зносостійких інструментальних матеріалів – твёрдосплавних і керамічних пластин з нанесеними на їх робочі поверхні зносостійкими покриттями та ін.

6. Експериментально встановлено, що застосування збірних твёрдосплавних інструментів з новими зносостійкими покриттями дозволяє до 10 разів підвищити продуктивність обробки й у стільки ж разів зменшити собівартість обробки. Це відкриває нові можливості ефективного застосування високошвидкісного різання, здійснюваного на сучасних високооборотних металообробних верстатах зі ЧПУ типу “обробний центр”, і дозволяє обробку складних за конфігурацією деталей із забезпеченням високих вимог на їх обробку здійснювати з одного установа, що істотно збільшує продуктивність.

7. У роботі наведені приклади ефективного застосування розглянутих інструментів і технологій високошвидкісного різання в умовах Товариства з обмеженою відповідальністю “ВТ-ІНЖИНІРІНГ” (м. Дніпропетровськ) та Харківського машинобудівного заводу “ФЕД” на операціях механічної обробки високоточних деталей гідравлічних систем. Обґрунтовано умови досягнення високих показників обробки в умовах високошвидкісного різання.

8. Для правильного вибору оптимальних параметрів режиму різання при точінні з використанням сучасних лезових інструментів проведена оптимізація процесу різання за критерієм найменшої собівартості обробки. У результаті отримані аналітичні залежності, що дозволяють виконувати розрахунок оптимальних значень глибини різання, швидкості різання, стійкості інструмента, продуктивності обробки для різних умов. У підсумку розроблені ефективні методики вибору оптимальних параметрів режиму різання для розробки ефективного технологічного процесу високопродуктивної механічної обробки деталей гідравлічних систем.

РЕКОМЕНДАЦІЇ

В роботі дано практичні рекомендації з вибору прогресивних інструментальних матеріалів і оптимальних режимів різання при високошвидкісній обробці на верстатах із ЧПУ деталей гідравлічних систем. Показано, що п'ятиосевий портальний обробний центр DOOSAN VM 2740U – найкраще рішення для високошвидкісної обробки великогабаритних авіаційних деталей. Дано характеристики нових інструментальних матеріалів і нових геометричних форм різальних пластин, виготовлених із твердих сплавів і керамічних сплавів зі зносостійкими покриттями. Наведено результати досліджень високошвидкісного точіння інструментами з кераміки термооброблених матеріалів, чавунів, жароміцних матеріалів. Узагальнено досвід ефективного застосування різальних керамічних пластин для обробки точінням диска, обробки сталевих валків та ін. Наведені приклади практичного використання прогресивних конструкцій різальних інструментів і технологій високошвидкісного різання, які підтверджують правильність отриманих теоретичних рішень і зроблених висновків про основні напрямки підвищення продуктивності, точності та якості обробки деталей гідравлічних систем, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями.

Обґрунтовано умови ефективного застосування процесу шліфування на фінішних операціях обробки деталей гідравлічних систем. Наведено практичне вирішення задач про вибір оптимальних параметрів алмазного шліфування для фінішної обробки деталей, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, на основі критеріїв оптимізації: найменшої собівартості та найбільшої продуктивності обробки з урахуванням технологічних обмежень за силою та температурою різання, які визначають показники точності та якості оброблюваних поверхонь.

Застосування наведених практичних рекомендацій в діяльності Товариства з обмеженою відповідальністю “ВТ-ІНЖИНІРІНГ” (м. Дніпропетровськ) дозволить підвищити ефективність розробки технологічних процесів обробки деталей гідравлічних систем на основі застосування високошвидкісного різання.

ВИКОРИСТАНА ЛІТЕРАТУРА

1. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
2. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
3. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища школа, изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
4. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1986. – 184 с.
5. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с.
6. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В. – Д.: ЛІРА, 2015. – С. 92–105.
7. Жовтобрюх В. О. Розробка ефективних технологій високошвидкісної механічної обробки деталей гідравлічних систем / В. О. Жовтобрюх, Ф. В. Новіков // Труды 19-й Международной научно-практической конференции "Физические и компьютерные технологии". – Харьков : ГП ХМЗ "ФЭД", 2014. – С. 66–75.
8. Завалеев В. А. Использование способа КИНТ для упрочнения инструмента/ В. А. Завалеев, А. А. Романов // Вісник Харківського державного

університету сільського господарства. – Харків : ХДУСГ, 2002. – Вып. 10. – С. 180–186.

9. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.

10. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.

11. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1976. – 144 с.

12. Кудинов В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. – М. : Машиностроение, 1967. – 359 с.

13. Лоладзе Т. Н. Износ алмазов и алмазных кругов / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава. – М. : Машиностроение, 1967. – 110 с.

14. Новиков Ф. В. Определение путей повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай, И. В. Гершиков // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула : Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 8. – С. 143–153.

15. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф. В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с.

16. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.

17. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с.

18. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др. ; под общей редакцией С. А. Клименко. – К. : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.

19. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд., перераб. и доп. – Л. : Политехника, 1990. – 272 с.

20. Повышение эффективности обработки резанием наплавленных материалов инструментами из ПСТМ / Л. Н. Тищенко, В. В. Коломиец, К. М. Любичева и др. // Физические и компьютерные технологии : Труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. (Харьков, 23–24 декабря 2014 г.). – Д. : ЛИРА, 2015. – С. 18–21.

21. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов: учеб. пособ. для вузов / В. Н. Подураев. – М. : Высшая школа, 1974. – 587 с.
22. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
23. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
24. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.
25. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.
26. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 1. ”Механика резания материалов”. – 580 с.
27. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 4. ”Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”. – 802 с.
28. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2004. – Т. 7. “Точность обработки деталей машин”. – 546 с.
29. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.
30. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – К. : Вища школа, 1986. – 175 с.



Лучшие комплексные решения «под ключ» для металлообработки!

Иск. № _____ от "___" _____ 201_ г.
на № _____ от "___" _____ 201_ г.

Инженерный Центр "ВТ-Инжиниринг"
адрес почтовый:
49045, г.Днепропетровск, ул. Верхняя, 2-а
тел.: +3 8056 7908594, +3 8056 7908540
р/с 26000000112362, АО "Укресімбанк" МФО 305675
ОКПО 38433250, ІПН 384332504640, с/вд. № 200088705
e-mail: info@vt-e.com.ua, http://vt-e.com.ua/

Инженерный Центр "ВТ-Инжиниринг"
адрес поштова:
49045, м.Дніпропетровськ, вул. Верхня, 2-а
тел.: +3 8056 7908594, +3 8056 7908540
р/р 26000000112362, АТ "Укресімбанк" МФО 305675
ЄДРПОУ 38433250, ІПН 384332504640, с/вд. № 200088705
e-mail: info@vt-e.com.ua, http://vt-e.com.ua/

№ 702 від 31.12.2015

ДОВІДКА

про використання результатів, окремих пропозицій та рекомендацій,
отриманих в ході досліджень за госпдоговірною НДР
за договором ЕУ № 401 від 28.08.2015 р.

«Розробка ефективного технологічного процесу високопродуктивної механічної
обробки деталей гідравлічних систем»

Результати теоретичних і експериментальних досліджень температури різання й стійкості різальних інструментів при механічній обробці деталей гідравлічних систем дозволили розробити нову методику вибору оптимальних параметрів процесу високошвидкісної обробки на сучасних високообертальних металорізальних верстатів зі ЧПУ типу «обробний центр» із застосуванням твердосплавних різальних інструментів зі зносостійкими покриттями та урахуванням особливостей технологічних і економічних умов машинобудівного виробництва України. Запропоновані режими різання відрізняються від рекомендованих виробниками імпортного устаткування й інструментів, які традиційно використовують в економічно розвинених країнах, що дозволило зменшити собівартість і збільшити продуктивність обробки при забезпеченні високої якості оброблених поверхонь. Це відкрило нові можливості ефективного застосування на підприємствах України сучасного коштовного імпортного устаткування й інструментів на операціях механічної обробки деталей гідравлічних систем, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями.

Апробація розроблених практичних рекомендацій показала на можливість збільшення продуктивності обробки до 10 разів і зменшення собівартості обробки приблизно в таку ж кількість разів при забезпеченні високої якості оброблених поверхонь.

Результати науково-дослідної роботи «Розробка ефективного технологічного процесу високопродуктивної механічної обробки деталей гідравлічних систем» впроваджено в діяльність Товариства з обмеженою відповідальністю «ВТ-ІНЖИНІРІНГ».

Директор Товариства з обмеженою
відповідальністю «ВТ-ІНЖИНІРІНГ»
М.П.



В.І. Чергінець