

УДК 621.9.04

Державний реєстраційний № 0116U001983

Міністерство освіти і науки України

Харківський національний економічний університет імені Семена Кузнеця

61166, м. Харків, проспект Науки, 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.

2017.02.28

ЗАТВЕРДЖУЮ

Ректор Харківського національного

економічного університету

імені Семена Кузнеця

докт. екон. наук, професор

_____ **В.С. Пономаренко**

М.П.

2017.02.28

ЗВІТ

ПРО НАУКОВО-ДОСЛІДНУ РОБОТУ

ЗА ДОГОВОРОМ ЕУ № 408 від 12.09.2016 р.

**РОЗРОБКА МЕТОДИКИ ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНИХ МЕТОДІВ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ РІЗАННЯМ ДЕТАЛЕЙ МАШИН,
ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ МАТЕРІАЛІВ З ПІДВИЩЕНИМИ
ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ**

(заключний)

Керівник НДР,

старший науковий співробітник

докт. техн. наук, професор

_____ **Ф.В. Новіков**

2017.02.28

Рукопис закінчено 20 лютого 2017 р.

СПИСОК АВТОРІВ

Керівник НДР, старший науковий співробітник	_____	Ф.В. Новіков (загальне керівництво, вступ, п. 1, висновки)
	2017.02.28	
Відповідальний виконавець, старший науковий співробітник	_____	В.О. Жовтобрюх (реферат, п. 2, рекомендації)
	2017.02.28	

РЕФЕРАТ

Звіт про НДР: 113 с., 76 рис., 10 табл., 35 джерел.

Об'єкт дослідження – методи механічної високошвидкісної обробки деталей машин різанням.

Мета роботи – розробка практичних рекомендацій з підвищення продуктивності та якості механічної обробки деталей машин, виготовлених із матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями.

Предмет дослідження – науково обґрунтований вибір раціональних методів механічної обробки різанням, які реалізують умови високошвидкісної обробки та здійснюються твердосплавними інструментами зі зносостійкими покриттями на металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр".

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

Аналітично визначено сили та температуру різання, енергоємність обробки, пружні переміщення в технологічній системі та умови їх зменшення. Це стало основними науковими передумовами розробки практичних рекомендацій щодо підвищення продуктивності та якості обробки, вибору раціональних методів механічної обробки різанням на основі застосування сучасних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями та високооборотних металорізальних верстатів з ЧПУ типу "обробний центр" зарубіжного виробництва, реалізуючи умови високошвидкісного різання. Показано, що ефект обробки можна досягти головним чином за рахунок підвищення продуктивності обробки та відповідно зменшення витрат на виробництво, оскільки збільшення лише стійкості інструменту (без збільшення продуктивності обробки) призводить до незначного зменшення витрат. Наведено приклади розробки технологічних процесів механічної високошвидкісної обробки із застосуванням отриманих теоретичних рішень.

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

МЕТОДИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ, ВИСОКОШВИДКІСНЕ РІЗАННЯ, ПРОДУКТИВНІСТЬ ОБРОБКИ, ТЕМПЕРАТУРА РІЗАННЯ, ТВЕРДОСПЛАВНІ ІНСТРУМЕНТИ, ОБРОБНІ ЦЕНТРИ, РЕЖИМИ РІЗАННЯ.

ЗМІСТ

ВСТУП	6
1. РОЗРОБКА МЕТОДИКИ НАУКОВО ОБҐРУНТОВАНОГО ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНИХ МЕТОДІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ РІЗАННЯМ, ЯКІ РЕАЛІЗУЮТЬ УМОВИ ВИСОКОШВИДКІСНОЇ ОБРОБКИ ТА ЗДІЙСНЮЮТЬСЯ ТВЕРДОСПЛАВНИМИ ІНСТРУМЕНТАМИ ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМИ ПОКРИТТЯМИ. ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЇ ОЦІНКИ ДОСТОВІРНОСТІ ОТРИМАНИХ ТЕОРЕТИЧНИХ РІШЕНЬ	8
1.1. Кінематика формування шару матеріалу, що зрізується при механічній обробці	8
1.2. Концепції розвитку механічної обробки матеріалів і створення металорізальних верстатів	22
1.3. Встановлення аналітичних залежностей механіки різання матеріалів	25
1.4. Розрахунок полів напружень, виникаючих в зоні резання, та аналіз умов стружкоутворення	35
1.5. Умови формування параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі	39
1.6. Визначення умов підвищення точності та продуктивності механічної обробки	54
1.7. Обґрунтування шляхів підвищення точності та продуктивності фінішної механічної обробки	62
2. РОЗРОБКА ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ НА ОСНОВІ ОТРИМАНИХ ТЕОРЕТИЧНИХ РІШЕНЬ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ ТА ЯКОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН, ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ МАТЕРІАЛІВ З ПІДВИЩЕНИМИ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ, НА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ОПЕРАЦІЯХ ЛЕЗОВОЇ ОБРОБКИ	67
2.1. Підвищення ефективності механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм	67

2.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "упор передній"	70
2.3. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "циліндр" ..	77
2.4. Розробка та впровадження прогресивної технології механічної обробки турбінних лопаток	92
2.5. Застосування спеціального інструменту компанії TaeguTec на підприємствах України	95
2.6. Економічна доцільність застосування нового прогресивного інструменту у виробництві	100
ВИСНОВКИ	103
РЕКОМЕНДАЦІЇ	108
ВИКОРИСТАНА ЛІТЕРАТУРА	110

ВСТУП

Проблема підвищення продуктивності та якості механічної обробки деталей машин є актуальною для машинобудування України. В даний час вона вирішується за рахунок застосування високоефективних збірних тврдосплавних і керамічних металорізальних інструментів зі зносостійкими покриттями та високооборотних металорізальних верстатів з ЧПУ типу "обробний центр" зарубіжного виробництва, реалізуючи умови високошвидкісного різання. Практикою встановлено, що в цьому випадку продуктивність обробки може бути збільшена до 10 разів при одночасному забезпеченні високих вимог до якості обробки. Разом з тим, при обробці деталей машин, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, гарантовано забезпечити таку високу ефективність обробки не вдається, що призводить до збільшення собівартості обробки через високу вартість металорізальних інструментів і верстатів зарубіжного виробництва. Тому актуальною є задача вибору раціональних методів механічної обробки різанням, включаючи вибір інструментів, верстатів і оптимальних режимів різання, з точки зору підвищення продуктивності та якості обробки й зниження собівартості обробки.

В даний час це завдання на підприємствах вирішується шляхом вибору характеристик інструментів і режимів різання на конкретних технологічних операціях в умовах діючого виробництва. В окремих випадках вдається домогтися позитивних результатів, однак в основному обробка здійснюється на тих самих режимах різання, що й при обробці традиційними вітчизняними тврдосплавними інструментами. Це призводить до підвищення стійкості інструменту та якості обробки. Однак продуктивність не підвищується, що не дозволяє домогтися зниження собівартості обробки й компенсувати витрати на придбання нового коштовного закордонного інструменту.

Як показано в роботах [2; 11; 35], основний ефект від застосування зазначених різальних інструментів досягається за рахунок збільшення продуктивності обробки. Так, збільшення продуктивності на 20 % шляхом збільшення швидкості різання призводить до зниження витрат на 15 %, тоді як збільшення стійкості інструменту на 20 % призводить до зниження витрат лише

на 0,6 %, а збільшення стійкості інструменту в 2 рази призводить також до незначного зниження витрат – лише на 1,5 %. Цим показано, що для забезпечення умов зменшення витрат і відповідно собівартості обробки та в цілому підвищення ефективності виробництва необхідно збільшувати продуктивність обробки за рахунок інтенсифікації режимів різання, так як обробка з тією ж продуктивністю економічно недоцільна.

У зв'язку з цим в роботі вирішується завдання розробки методики вибору раціональних методів механічної обробки різанням на основі теоретичних досліджень фізичних і технологічних закономірностей процесу різання. Для цього проведено аналітичні дослідження умов здійснення процесу різання основними типами лезових інструментів з позиції кінематики, динаміки та теплофізики різання. Аналітично визначено складові сили різання, енергоємність обробки, температуру різання, пружні переміщення, що виникають в технологічній системі, та встановлено умови їх зменшення. Це стало основними науковими передумовами розробки практичних рекомендацій щодо підвищення продуктивності та якості обробки, вибору раціональних методів механічної обробки різанням із урахуванням результатів досліджень, наведених в роботах [20 – 22].

Отримані теоретичні рішення практично використані при виборі сучасних збірних твердосплавних металорізальних інструментів зі зносостійкими покриттями (виробництва компанії TaeguTec, Південна Корея) і високооборотних металорізальних верстатів з ЧПУ типу "обробний центр" (виробництва компанії DOOSAN, Південна Корея) для обробки деталей машин, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, тобто з важкооброблюваних матеріалів, на підприємствах України.

Результати досліджень використовуються в Товаристві з обмеженою відповідальністю "ВТ-ІНЖИНІРІНГ" (м. Дніпро) при розробці й впровадженні нових технологічних процесів механічної обробки деталей машин із застосуванням інструментів та верстатів зарубіжного виробництва.

1. РОЗРОБКА МЕТОДИКИ НАУКОВО ОБҐРУНТОВАНОГО ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНИХ МЕТОДІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ РІЗАННЯМ, ЯКІ РЕАЛІЗУЮТЬ УМОВИ ВИСОКОШВИДКІСНОЇ ОБРОБКИ ТА ЗДІЙСНЮЮТЬСЯ ТВЕРДОСПЛАВНИМИ ІНСТРУМЕНТАМИ ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМИ ПОКРИТТЯМИ. ПРОВЕДЕННЯ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЇ ОЦІНКИ ДОСТОВІРНОСТІ ОТРИМАНИХ ТЕОРЕТИЧНИХ РІШЕНЬ

1.1. Кінематика формування шару матеріалу, що зрізується при механічній обробці

Різання матеріалів в силу високої ефективності та простоти реалізації є основним способом формоутворення поверхонь деталей машин [3]. На відміну від фізико-технічних способів обробки, він не вимагає застосування додаткових джерел енергії. Для його здійснення достатньо забезпечити перевагу фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу над оброблюваним матеріалом. Чим значніше ця перевага, тим вище показники обробки.

По суті, вся історія розвитку процесів різання пов'язана головним чином зі створенням і застосуванням нових інструментальних матеріалів, які характеризуються більш високою твердістю, міцністю, теплопровідністю, красностійкістю та іншими важливими властивостями. Перехід від звичайних інструментальних сталей до швидкорізальних сталей, твердих сплавів і мінералокерамічних матеріалів, а потім до синтетичних надтвердих матеріалів дозволив в десятки та сотні разів підвищити продуктивність обробки й стійкість ріжучих інструментів, суттєво поліпшити якість та точність обробки.

Високі фізико-механічні властивості інструментальних матеріалів є необхідною, але недостатньою умовою ефективної обробки. Для того щоб максимально використовувати потенційні можливості інструментальних матеріалів, необхідно знати оптимальні умови їх застосування: геометричні параметри ріжучих інструментів, режими різання та ін., тобто володіти глибокими знаннями про закономірності процесу різання.

В даний час сформувався достатньо повне наукове уявлення про фізичну сутність процесу різання. Зусиллями багатьох учених розроблено теорію різання матеріалів, засновану в основному на результатах експериментальних досліджень [9]. Разом з тим, практика обробки матеріалів різанням безперервно

ставить все нові й нові завдання, вирішення яких із застосуванням лише емпіричних підходів утруднено. Процес різання – надзвичайно складний процес і для його вивчення необхідне застосування більш загальних теоретичних (аналітичних) підходів. Тим більше, що процес різання – це механічний процес, а механіка, як відомо, найбільш математично формалізована з усіх природних наук. З цього випливає, що подальший розвиток процесів різання матеріалів неможливий без широкого застосування фундаментальних рішень механіки, теплофізики та інших наук, комп'ютерної техніки й сучасного математичного апарату.

Тому важливо розкрити з єдиних фізико-математичних позицій закономірності кінематики формування зрізаного шару при різанні лезовими та абразивними інструментами.

Спочатку слід розглянути найбільш простий в кінематичному відношенні вид обробки – стругання, який застосовується при обробці площин, видаляючи шар припуску товщиною Π . Найпростішим способом реалізації цього виду обробки є застосування інструменту з широкою робочою частиною, яка дозволяє охопити за шириною весь припуск і видалити його за один прямолінійний рух інструменту. Однак на практиці цей спосіб застосування не отримав у зв'язку з виникненням дуже великих сил різання та проблематичністю створення надпотужних верстатів і високоміцних інструментів. Отримали розвиток способи обробки, засновані на використанні інструментів з невеликою шириною робочої частини. Знімання припуску може здійснюватися нижньою (а) та бічною (б) гранями робочої частини інструменту з товщиною й шириною зрізу, як це показано на рис. 1.1.

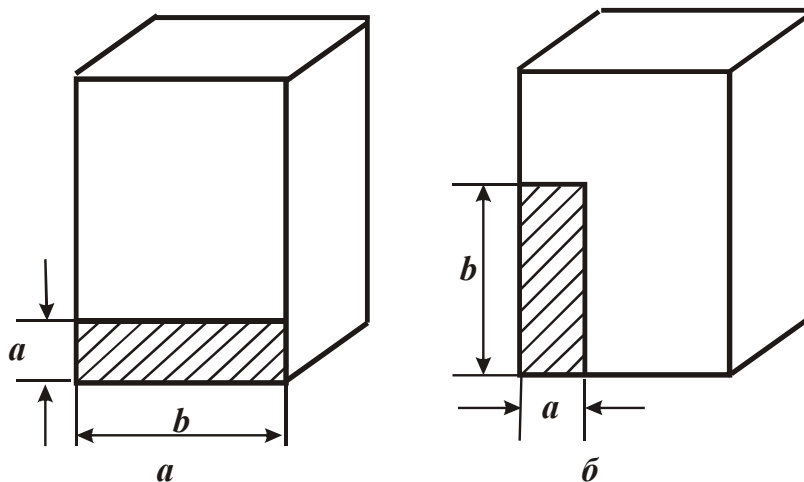


Рис. 1.1. Можливі форми зрізу

У першому випадку припуск величиною Π знімається за Π/a поздовжніх ходів інструменту. У другому випадку – за один хід інструменту з шириною зрізу b , яка дорівнює (як правило) товщині припуску Π , що знімається. Очевидно, другий спосіб обробки більш продуктивний, тому що зменшує кількість проходів і, відповідно, допоміжний час, який витрачається на реверсування верстата.

З метою зниження інтенсивності навантажень, які діють на інструмент (різець), запропоновано його робочу частину видозмінити, ріжуче лезо $1-1'$ розташувати під кутом $\varphi < 90^\circ$ (рис. 1.2), який отримав назву – головний кут різця в плані. Тоді товщина a й ширина b зрізу визначаються:

$$a = S \cdot \sin \varphi; \quad (1.1)$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi}, \quad (1.2)$$

де S – поздовжня подача, м;

t – глибина різання (може бути менше або дорівнювати величині припуску Π , що знімається), м.

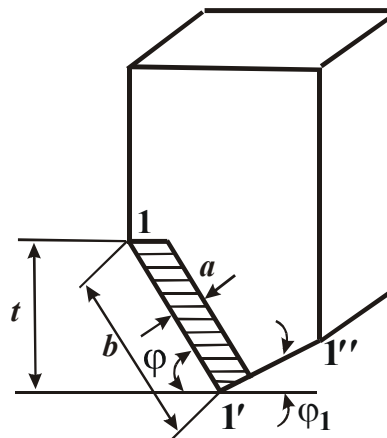


Рис. 1.2. Форма ріжучої частини інструменту та форма зрізу

Зі зменшенням кута φ товщина зрізу a зменшується, а ширина зрізу b – збільшується. Їх добуток $a \cdot b = S \cdot t$, що визначає площу поперечного перерізу зрізу, не залежить від кута φ , а дорівнює добутку подачі на глибину різання t . Звідси випливає, що створення нахилу ріжучого леза (під кутом $\varphi < 90^\circ$) дозволяє за рахунок зменшення товщини зрізу a зменшити питоме

навантаження, яке припадає на одиницю ширини зрізу, й тим самим підвищити зносостійкість інструменту.

На практиці (при струганні, точінні та інших видах обробки) застосовуються три форми перетину шару, що зрізується [2]:

- 1) $b < a$ (шар, що зрізується, – прямий),
- 2) $b = a$ (шар, що зрізується, – рівнобокий),
- 3) $b > a$ (шар, що зрізується, – зворотний).

Однак, випадки 2 і 3 зустрічаються рідко.

Шар, що зрізується різцем при поздовжньому точінні, схематично показаний на рис. 1.3. Товщина a й ширина b зрізу визначаються залежностями (1.1) і (1.2). Глибина різання дорівнює $t = \frac{D-d}{2}$, де D – діаметр оброблюваної поверхні; d – діаметр обробленої поверхні.

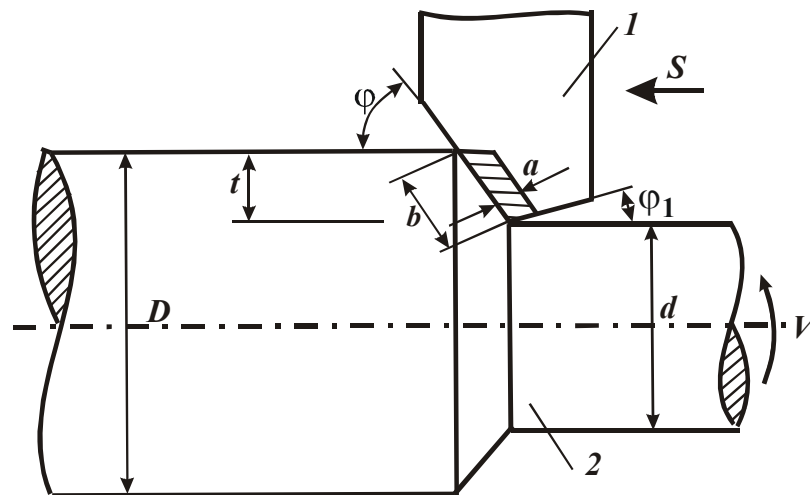


Рис. 1.3. Розрахункова схема поздовжнього точіння: 1 – різець; 2 – деталь.

Розглянемо формування зрізаного шару при різанні багатолезовими інструментами – циліндричною та торцевою фрезами. На рис. 1.4 показано два положення зовнішньої поверхні циліндричної фрези, які відповідають часу проходження точок A_1 і A_2 двома сусідніми зубами фрези. Заштрихованим показаний шар, що зрізується. Як видно, товщина шару, що зрізується, змінюється від нуля до максимального значення

$$a_{max} = A_2 A_3 = A_1 A_2 \cdot \cos \alpha . \quad (1.3)$$

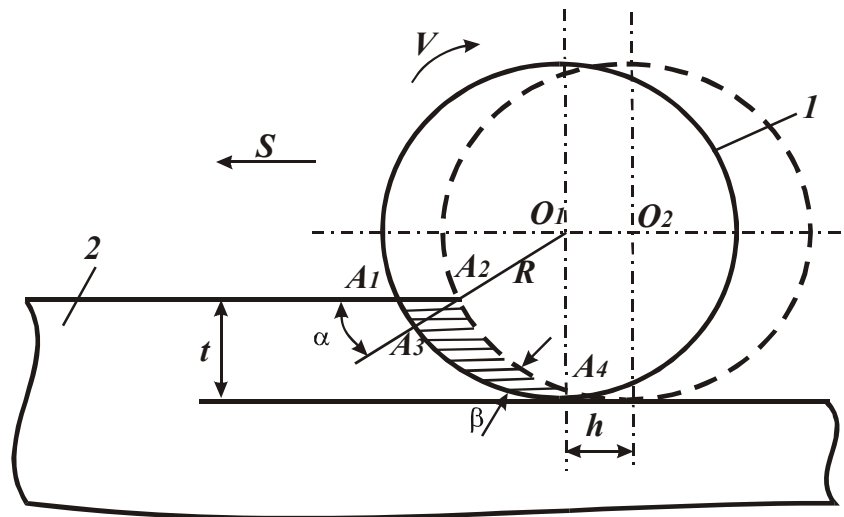


Рис. 1.4. Розрахункова схема циліндричного фрезерування:
1 – фреза; 2 – оброблюваний матеріал.

Відрізок A_1A_2 дорівнює довжині шляху $h = S \cdot \tau$, пройденого фрезою, де S – подача, м/с; $\tau = l/V$ – час, с; l – відстань між двома сусідніми зубами фрези, м; V – швидкість різання, м/с. Для визначення $\cos \alpha$ слід скористатися тригонометричною умовою: $R - t = R \cdot \sin \alpha$, де R – радіус фрези, м. Тоді $\sin \alpha = 1 - t/R$; $\cos \alpha = \sqrt{2t/R}$. Остаточно максимальна товщина зрізу a_{max} виразиться:

$$a_{max} = \frac{2l \cdot S}{V} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_\phi}}, \quad (1.4)$$

де $D_\phi = 2R$ – діаметр фрези, м.

Зменшити максимальну товщину зрізу a_{max} можна зменшенням параметрів l , S , t і збільшенням V , D_ϕ . Виходячи із залежності (1.3), найбільше значення a_{max} досягається за умови $\alpha = 0 \rightarrow a_{max} = A_1A_2$. Наведена умова виконується, як правило, при різанні торцевою фрезою, коли ширина фрезерування може досягати діаметра фрези. Залежність (1.4) в цьому випадку (для $t = 0,5 \cdot D_\phi$) набуває вигляду:

$$a_{max} = \frac{l \cdot S}{V}. \quad (1.5)$$

Для зменшення максимальної товщини зрізу при торцевому фрезеруванні ріжучі зуби виконують у формі різця з похилим лезом (під кутом $\varphi < 90^\circ$), як показано на рис. 1.2.

На рис. 1.5,а показано параметри зрізу a і b при свердлінні інструментом (різцем) з одним лезом. Глибина різання t , в даному випадку, дорівнює ширині зрізу b . Для зменшення товщини зрізу ріжуче лезо різця розташовують під нахилом (під кутом $\varphi < 90^\circ$), за аналогією зі схематичним поданням різця, показаним на рис. 1.2. Товщина зрізу – $a = S \cdot \sin \varphi$, ширина зрізу – $b = D/2 \sin \varphi$, глибина різання – $t = D/2$, де D – діаметр свердла, м; S – подача, м. При розсвердлюванні отвору діаметром d глибина різання дорівнює $t = (D - d)/2$.

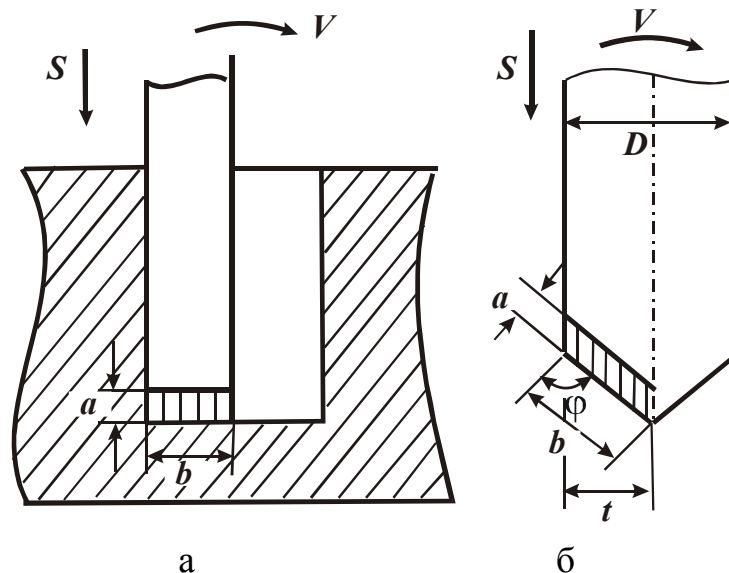


Рис. 1.5. Розрахункова схема свердління

Під час свердління інструментом з двома лезами товщина зрізу a в два рази менше, тобто $a = (S \cdot \sin \varphi) / 2$.

Наведена вище форма ріжучої частини свердла (рис. 1.5,б) використовується й в інших конструкціях осьових багатолезових інструментів для обробки отворів – розверток, зенкерів, мітчиків. З метою зниження товщин зрізів і навантажень, які діють на інструмент, леза розташовують під кутом φ , близьким до 90° . Частина інструменту, в межах якої ріжуче лезо розташовано під кутом $\varphi < 90^\circ$, прийнято називати забірною частиною інструменту (рис. 1.6). Вона призначена для видалення припуску під обробку. Кут в плані φ виконує функцію кута заірної частини інструменту.

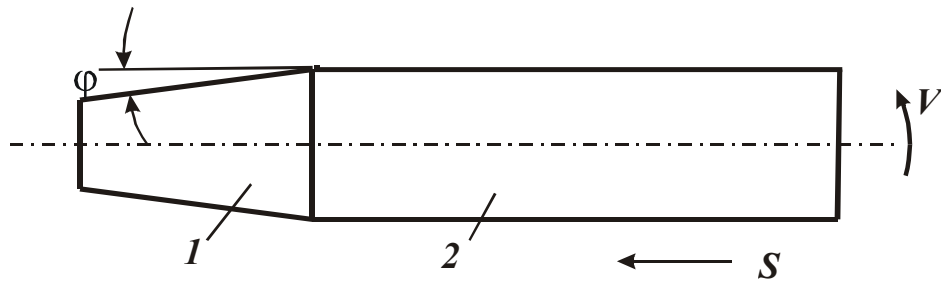


Рис. 1.6. Принципова схема конструкції осевого багатолезового інструменту для обробки отвору: 1 – забірна частина; 2 – калібруюча частина

Для підвищення якості та точності обробки в конструкції інструмента після забірної частини розташовують калібруючу частину, яка характеризується тим, що кут в плані φ дорівнює 90° .

Наведені розрахункові схеми циліндричного та торцевого фрезерування можуть бути використані для аналізу плоского шліфування периферією й торцем круга. У цьому випадку залежності (1.4) і (1.5) залишаються справедливими з тією лише відмінністю, що в якості параметра l слід розглядати середню відстань між умовними ріжучими зубами, утвореними великою кількістю ріжучих зерен, розташованих на робочій поверхні круга [29].

Припустимо, що умовний ріжучий зуб утворений n зернами, розташованими на периферії круга. Всього на робочій поверхні круга знаходиться n_0 ріжучих зерен: $n_0 = k \cdot B \cdot \pi \cdot D_{кр}$, де k – поверхнева концентрація зерен круга, шт/м²; B – ширина круга, м; $D_{кр}$ – діаметр круга, м. Тоді кількість умовних ріжучих зубів дорівнюватиме $z = n_0 / n$. Відповідно середня відстань між умовними ріжучими зубами визначиться $l = n / (k \cdot B)$. Залежність (1.4) з урахуванням $S = V_{дет}$, $V = V_{кр}$ набуває вигляду:

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (1.6)$$

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

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

При круглому зовнішньому та внутрішньому шліфуванні, а також при фрезеруванні циліндричної поверхні циліндричною фрезою, параметр a_{max}

визначається залежністю (1.3), в якій слід прийняти (рис. 1.7)

$$\cos \alpha = \sqrt{2t \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}, \quad (1.7)$$

где $R_{кр}$, $R_{дет}$ – відповідно, радіуси круга та оброблюваної деталі, м.

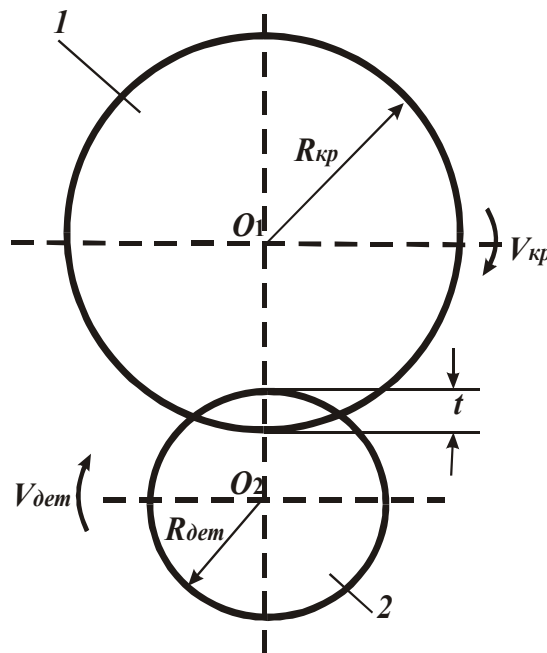


Рис. 1.7. Розрахункова схема круглого зовнішнього шліфування:

1 – круг; 2 – деталь

При фрезеруванні замість радіуса круга $R_{кр}$ необхідно розглядати радіус фрези $R_{ф}$.

До числа найважливіших кінематичних параметрів фрезерування й шліфування слід віднести довжину дуги контакту інструменту з оброблюваним матеріалом $L = A_1 A_4$ і кут β (рис. 1.4), що визначає характер зміни товщини зрізу вздовж дуги контакту інструменту з оброблюваним матеріалом. Наближено параметр L може бути розрахований, виходячи з наступного співвідношення:

$$L = \sqrt{D_{ф} \cdot t}. \quad (1.8)$$

Відповідно кут β визначається з урахуванням залежностей (1.8) і (1.4):

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{a_{\max}}{L} = \frac{2l \cdot S}{V \cdot D_{\phi}}. \quad (1.9)$$

Кінематична умова різання. Для нормального протікання процесу різання, який дозволяє реалізувати задану траєкторію взаємного руху інструменту й заготовки, необхідно задню поверхню інструмента розташувати під деяким кутом $\alpha > 0$ (рис. 1.8) по відношенню до оброблюваної поверхні. Кут α прийнято називати заднім кутом інструменту [2]. Наприклад, при різанні по траєкторії B_1B_2 (як показано на рис. 1.9) кут α , рівний куту нахилу траєкторії різання, визначається з геометричного співвідношення

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{l_0}{l}. \quad (1.10)$$

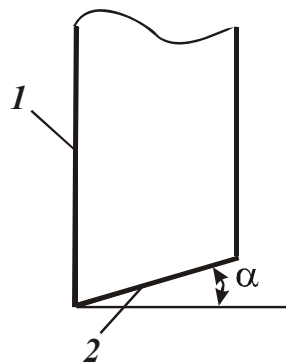


Рис. 1.8. Форма ріжучої частини різця:
1 – передня поверхня; 2 – задня поверхня.

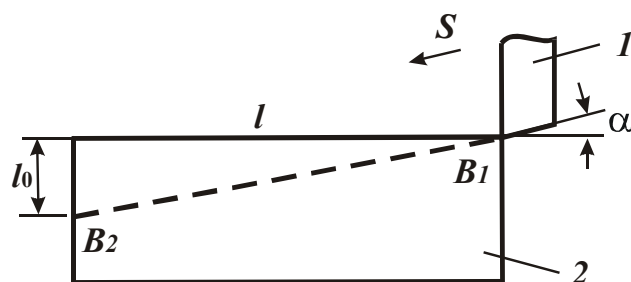


Рис. 1.9. Розрахункова схема кута α : 1 – різець; 2 – деталь.

Під час свердління інструментом з одним лезом (рис. 1.10) справедливі наступні відношення: $l_0 = S \cdot \tau$; $l = \pi \cdot D$, де S – подача; $\tau = \pi \cdot D / V$ – час одного обертання свердла; D – діаметр свердла; V – швидкість різання.

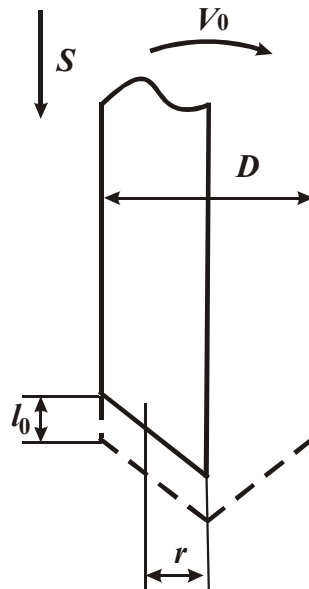


Рис. 1.10. Розрахункова схема кута α при свердлінні

Тоді

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{S}{V}, \quad (1.11)$$

тобто кут α тим більше, чим більше подача S й менше швидкість різання V .

Як відомо, швидкість різання при свердлінні – змінна величина й залежить від поточного радіуса свердла r (рис. 1.11а).

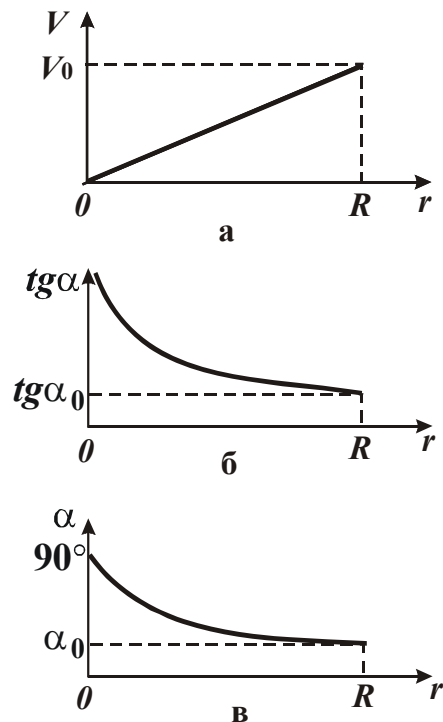


Рис. 1.11. Залежності швидкості різання V (а), функції $\operatorname{tg} \alpha$ (б) і кута α (в) від поточного радіуса r

Найбільша швидкість різання $V = V_0$ досягається за умови $r = R$, де R – радіус свердла (рис. 1.10), а найменша $V = 0$ – за умови $r = 0$. Виходячи з цього, функція $\operatorname{tg} \alpha$ і кут α будуть змінюватися за законами, показаним на рис. 1.11б, в. За умови $r = 0$ кут $\alpha = 90^\circ$. Реалізувати цю умову утруднено, що з кінематичної точки зору призводить процес різання під час свердління практично нездійсненним. У зв'язку з цим для нормального протікання процесу свердління необхідні нові рішення, які охоплюють зону різання, близьку до вершини свердла $\alpha \rightarrow 0$.

Важливо виконати розрахунок заднього кута α для ріжучого зуба циліндричної фрези (рис. 1.12). Щоб виключити контакт задньої поверхні зуба фрези з оброблюваним матеріалом, необхідно забезпечити впровадження металу в робочу поверхню фрези (окреслену окружністю діаметром $2R$) на глибину a' за час проходження точки А зубом фрези. В результаті приходимо до розрахункового трикутника, де l_0 – довжина проекції задньої частини різального зуба фрези на окружності діаметром $2R$.

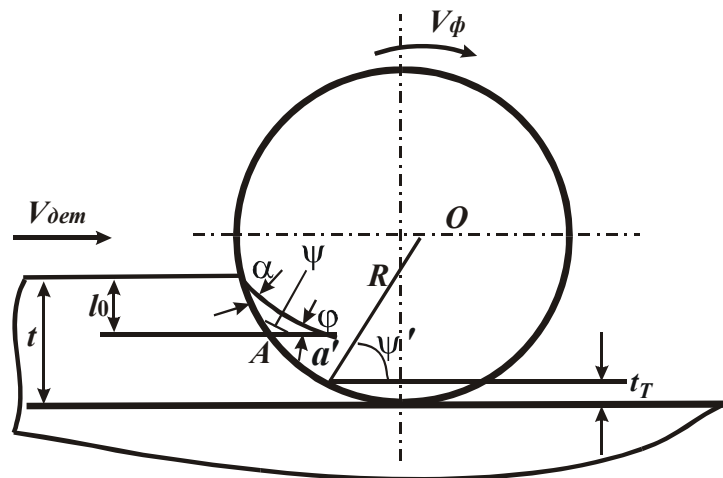


Рис. 1.12. Схема для розрахунку кута α при циліндричному фрезеруванні

Із теореми синусів маємо:

$$\frac{a'}{\sin \alpha} = \frac{l_0}{\sin(180^\circ - \alpha - \psi)}. \quad (1.12)$$

Звідки

$$\operatorname{ctg} \alpha = \frac{l_0}{a' \cdot \sin \psi} - \operatorname{ctg} \psi. \quad (1.13)$$

Параметр a' і функція $\sin \psi$ визначаються:

$$a' = V_{\text{дет}} \cdot \tau = V_{\text{дет}} \cdot l_0 / V_{\text{ф}}; \quad (1.14)$$

$$\sin \psi = \cos \psi' \approx \sqrt{2t_m / R}, \quad (1.15)$$

де $V_{\text{дет}}$, $V_{\text{ф}}$ – відповідно, швидкість деталі й швидкість фрези;

t_m – поточне значення глибини різання t .

Тоді з урахуванням $\text{ctg} \psi \approx 0$, маємо:

$$\text{ctg} \alpha = \frac{V_{\text{ф}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R}{2t_m}}. \quad (1.16)$$

Графічно функції $\text{ctg} \alpha$ і $\text{tg} \alpha$ показані на рис. 1.13. Найбільший кут α досягається за умови $t_m = R$. Оскільки випадок $t_m = R$, як правило, реалізується при торцевому фрезеруванні, то і найбільший задній кут α необхідно створювати на зубі торцевої фрези.

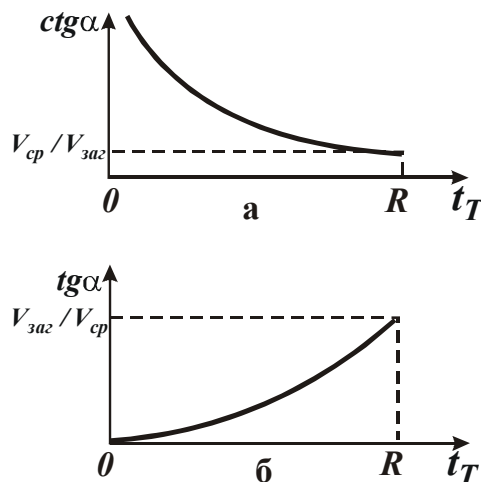


Рис. 1.13. Графіки функцій $\text{ctg} \alpha$ і $\text{tg} \alpha$

Кінематична умова різання при шліфуванні. При шліфуванні кінематичною умовою безперешкодного переміщення круга відносно деталі є умова, що виключає контакт (тертя) оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Набігаючий на круг шар матеріалу товщиною, рівною глибині різання, повинен

бути повністю зрізаний, не доходячи рівня зв'язки. В іншому випадку, в результаті інтенсивного контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, в технологічній системі виникнуть значні пружні переміщення, які призведуть до зупинки круга або його руйнування [35].

Отриману залежність (1.6) для розрахунку максимальної товщини зрізу a_{max} при шліфуванні слід представити у вигляді:

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t_m}{D_{кр}}}, \quad (1.17)$$

где t_m – поточне значення глибини шліфування t ($0 < t_m < t$).

Із залежності (1.17) випливає, що найбільше значення a_{max} досягається за умови $t_m = t$.

Кількість зерен n , з яких складається умовний ріжучий зуб шліфувального круга, визначається з умови (рис. 1.14,а):

$$2 \cdot a_{max} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n = B, \quad (1.18)$$

де γ – половина кута при вершині різального конусоподібного зерна;
 B – ширина круга.

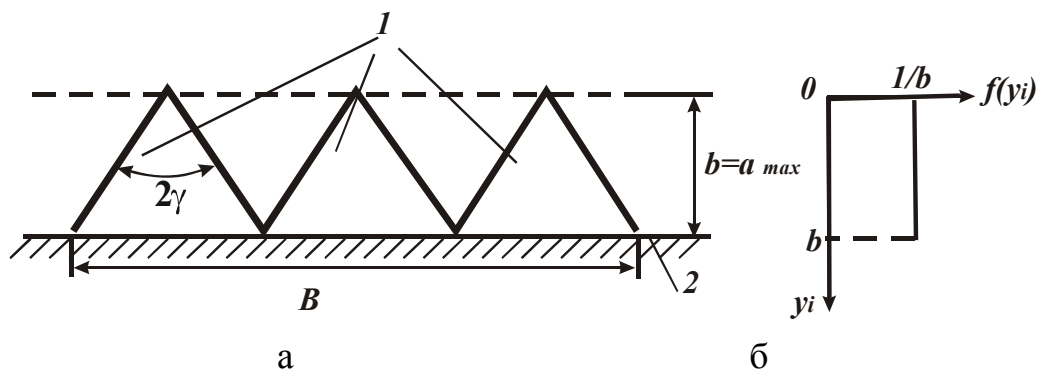


Рис. 1.14. Схема для розрахунку параметра a_{max} при шліфуванні й графік функції $f(y_i)$: 1 – ріжучі зерна круга; 2 – рівень зв'язки круга.

У межі $a_{max} \rightarrow b$, де b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга.

Із залежності (1.18) випливає:

$$n = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_{\max}}. \quad (1.19)$$

Після підстановки залежності (1.19) в (1.17) за умови $t_m = t$ отримано:

$$a_{\max} = \sqrt{\frac{1}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}}. \quad (1.20)$$

Дана залежність справедлива для одновисотного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга. При різновисотному виступанні вершин зерен над рівнем зв'язки круга, який підкоряється рівномірному закону з щільністю $f(y_i) = 1/b$, рис. 1.14,б, параметр k необхідно подати у вигляді:

$$k = k_0 \cdot \frac{a_{\max}}{b}, \quad (1.21)$$

де k_0 – поверхнева концентрація зерен круга, що розраховується для рівня зв'язки круга;

y_i – координата, яка відраховується від рівня максимального виступання зерен над рівнем зв'язки.

Для алмазного круга, за даними проф. Резнікова А. М. [1], параметр k_0 визначається:

$$k_0 = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (1.22)$$

де m – об'ємна концентрація зерен круга;

\bar{X} – зернистість круга;

$(1 - \varepsilon)$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, змінюється в межах 0 ... 1.

Після підстановки залежності (1.22) в (1.20) отримано:

$$a_{\max} = \sqrt[3]{\frac{b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k_0} \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}}. \quad (1.23)$$

З урахуванням $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$ і залежності (1.22), маємо:

$$a_{max} = \sqrt[3]{\frac{200\pi \cdot \bar{X}^3}{3tg\gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{det}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \quad (1.24)$$

Виходячи із залежності (1.24), максимальна товщина зрізу a_{max} визначається параметрами режиму шліфування й характеристиками круга. Змінюючи їх, можна завжди забезпечити виконання кінематичної умови різання при шліфуванні $a_{max} \leq b$.

Таким чином, в роботі отримано розрахункові залежності параметрів шару, що зрізається, при різанні лезовими й абразивними інструментами.

1.2. Концепції розвитку механічної обробки матеріалів і створення металорізальних верстатів

Створення сучасної конкурентоспроможної машинобудівної продукції вимагає широкого застосування нових наукоємних технологій механічної та фізико-технічної обробки матеріалів, що забезпечують багаторазове підвищення продуктивності праці, якості, точності та економічності виготовлення деталей машин [12; 25; 27; 33; 34].

Для того щоб оцінити основні найбільш ефективні напрями розвитку механічних технологій обробки, слід провести аналіз аналітичної залежності для визначення продуктивності обробки

$$Q = S \cdot V = \frac{P_z}{\sigma} \cdot V, \quad (1.25)$$

де S – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

V – швидкість різання, м/с;

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Підвищити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів S і V або збільшенням P_z , V і зменшенням σ . Збільшення тангенціальної складової сили різання P_z – це здійснення силового різання, а збільшення швидкості різання V – здійснення швидкісного (високошвидкісного та надшвидкісного) різання. Зменшення умовного напруження різання σ – це здійснення управління процесом стружкоутворення при різанні, в першу чергу управління контактними процесами, що відбуваються на робочих поверхнях інструменту.

Умовне напруження різання описується залежністю:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma), \quad (1.26)$$

де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні інструменту ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коефіцієнт тертя);

γ – передній кут інструменту.

Зменшити умовне напруження різання σ можна зменшенням кута $\psi - \gamma$, тобто зменшенням умовного кута тертя ψ (коефіцієнта тертя f) і збільшенням переднього кута інструмента γ . За певних умов ($\psi - \gamma \rightarrow 0$) можна істотно зменшити умовне напруження різання і збільшити площу поперечного перерізу зрізу S та продуктивність обробки Q . Однак збільшення S при різанні лезовим інструментом обмежено міцністю його різальної частини. Тому найбільш ефективним шляхом підвищення продуктивності обробки Q слід розглядати збільшення швидкості різання V за залежністю (1.25).

Як відомо, зі збільшенням швидкості різання V зменшується коефіцієнт тертя f на передній поверхні інструменту, що сприяє зменшенню умовного напруження різання σ і підвищенню продуктивності обробки Q . Середня температура стружки, що утворюється, визначається наближеною залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot \left(1 + \frac{h}{a}\right)}, \quad (1.27)$$

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

a – товщина зрізу, м;

h – товщина нагрітого шару оброблюваної поверхні, м;

$$\frac{h}{a} = \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot a \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta}}, \quad (1.28)$$

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

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

Зі збільшенням швидкості різання V умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β збільшується, а відношення h/a зменшується. Отже, зменшується кількість тепла, що йде в оброблювану деталь, і збільшується кількість тепла, що йде в стружку, що утворюється. Середня температура стружки θ (яка дорівнює приблизно температурі поверхневого шару оброблюваної деталі) зі збільшенням швидкості різання V збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma/c \cdot \rho$ (рис. 1.15). Тому, відповідно до залежності (1.27), множник $(1+h/a) \rightarrow 1$. У цьому полягає суть фізичного ефекту високошвидкісного і надшвидкісного різання, які здійснюються зі швидкостями різання понад 100 м/с, оскільки в цьому випадку температура поверхневого шару оброблюваної деталі залишається практично незмінною зі збільшенням швидкості різання V .

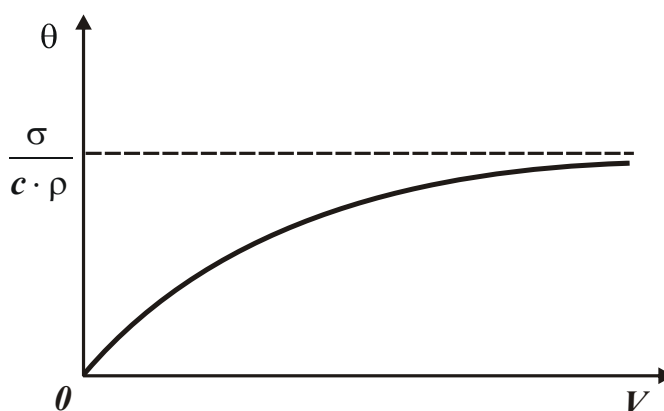


Рис. 1.15. Залежність температури поверхневого шару оброблюваної деталі θ від швидкості різання V

Необхідно відзначити, що традиційні методи обробки лезовими інструментами реалізують швидкості різання, як правило, не більше 2 м/с. Як

показує досвід провідних іноземних верстатобудівних фірм, перехід в область високошвидкісного різання дозволяє більш ніж в 10 разів збільшити продуктивність обробки при одночасному підвищенні якості та точності оброблюваних поверхонь, що є кардинальним вирішенням проблеми механічної обробки матеріалів.

Для практичної реалізації цих процесів обробки необхідно створення вітчизняних верстатів, що працюють зі швидкостями різання близько 10 000 м/хв. У зв'язку з цим, важливо спрямувати зусилля вчених-технологів на глибоке вивчення процесів високошвидкісного і надшвидкісного різання та розробку рекомендацій щодо оптимізації режимів різання, науково обґрунтованого вибору, проектування і виготовлення прогресивних конструкцій інструментів, що працюють при великих швидкостях різання. Необхідно в найкоротші терміни освоїти і впровадити у виробництво ефективні процеси високошвидкісного і надшвидкісного точіння, розточування, фрезерування, свердління та ін. Це стане важливим кроком підйому виробництва, підвищення конкурентоспроможності машинобудівної продукції і збільшення продуктивності праці.

Виявлені закономірності справедливі при різанні металевих матеріалів. При різанні неметалевих матеріалів практично все тепло йде на нагрівання різального інструменту. У цьому випадку збільшення швидкості різання обмежено і визначається рівнем силової напруженості процесу та умовами тепловідведення із зони різання, тобто теплопровідністю інструментального матеріалу.

1.3. Встановлення аналітичних залежностей механіки різання матеріалів

Розробка високопродуктивних процесів різання та шліфування матеріалів вимагає всебічного вивчення механіки й теплофізики різання. Цим питанням присвячені роботи [15; 26; 30], в яких, зокрема, показано значний вплив коефіцієнта різання $K_{piz} = P_z / P_y$ (де P_z , P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання) на показники процесу різання. У зв'язку з цим, важливо провести теоретичний аналіз коефіцієнта різання залежно від умов обробки і на його основі визначити шляхи підвищення ефективності процесу різання матеріалів.

У загальному вигляді коефіцієнт різання описується наступною залежністю [26]:

$$K_{різ} = tg 2\beta = ctg(\psi - \gamma) = \frac{1 + f \cdot tg \gamma}{f - tg \gamma}, \quad (1.29)$$

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

P_z, P_y – тангенціальна та радіальна складові сили різання, Н;

β – умовний кут зсуву матеріалу;

γ – передній кут інструмента;

ψ – умовний кут тертя на передній поверхні інструменту ($tg \psi = f$ – коефіцієнт тертя).

З огляду на визначальне значення коефіцієнта різання $K_{різ}$ в формуванні силової та теплової напруженості процесу різання, необхідно виконати його кількісне оцінювання. На рис. 1.16 графічно показано характер зміни коефіцієнта різання $K_{різ}$ залежно від кута $(\psi - \gamma)$. Графіки побудовано на основі розрахункової залежності (1.29). За фізичною сутністю коефіцієнт різання – позитивна величина, тому зміна кута $(\psi - \gamma)$ має обмежуватися межами $0 \dots 90^\circ$. При значенні кута $(\psi - \gamma) = 0$ коефіцієнт різання $K_{різ} \rightarrow \infty$, при значенні кута $(\psi - \gamma) = 90^\circ$ – коефіцієнт різання $K_{різ} = 0$.

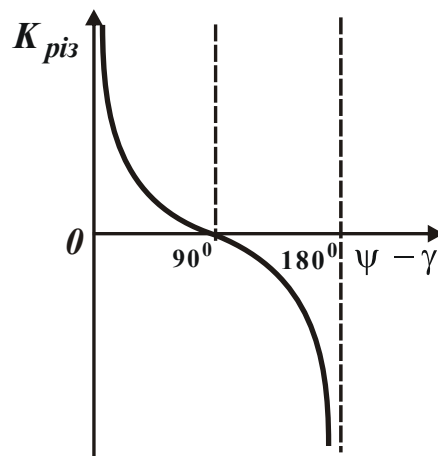


Рис. 1.16. Залежність коефіцієнта різання $K_{різ}$ від кута $(\psi - \gamma)$

Залежність (1.29) можна подати у вигляді:

$$\psi - \gamma = \text{arcctg} K_{\text{різ}} = \text{Arc}, \quad (1.30)$$

звідси

$$\psi = \text{Arc} + \gamma. \quad (1.31)$$

Кут Arc може змінюватися від 0 до 90° . На рис. 1.17 графічно показано зв'язок кутів ψ і γ для різних значень Arc , які змінюються в межах $0 \dots 90^\circ$. Як видно, при зміні умовного кута тертя ψ в межах $0 \dots 90^\circ$ передній кут інструменту γ може змінюватися в межах від -90° до $+90^\circ$. За умови $\psi = 0$ передній кут інструменту γ приймає лише негативні значення. Це свідчить про те, що при роботі інструментом з негативним переднім кутом γ необхідно суттєво зменшити умовний кут тертя ψ (коефіцієнт тертя) на передній поверхні інструменту.

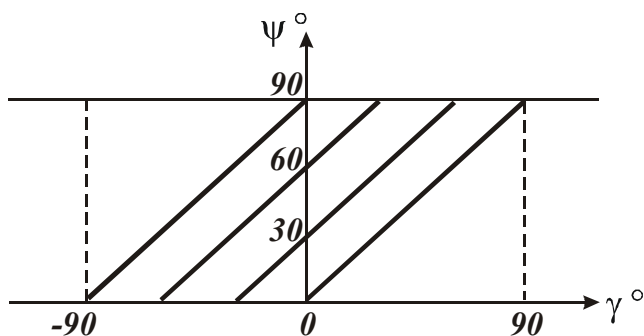


Рис. 1.17. Характер зміни умовного кута тертя ψ від переднього кута інструменту γ

Зі збільшенням умовного кута тертя $\psi \rightarrow 90^\circ$ необхідно застосовувати інструменти виключно з позитивним переднім кутом γ . При невиконанні цієї умови процес різання неможливий, так як, виходячи з рис. 1.16, коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ буде приймати негативні значення, що фізично неможливо.

Наведені теоретичні результати узгоджуються з експериментальними даними й практикою різання. Так, інструменти з негативним переднім кутом γ (а це всі абразивні інструменти) виготовляються з абразивних матеріалів, які характеризуються дуже низькими коефіцієнтами тертя (близько $0,1 - \psi < 30^\circ$). Це дозволяє реалізувати процес різання за умови великих негативних передніх кутах ріжучих зерен: $-90^\circ < \gamma < -45^\circ$. Очевидно, при $\gamma = -90^\circ$ процес різання

неможливий, оскільки умовний кут тертя ψ не може дорівнювати нулю.

Найменший коефіцієнт тертя має алмаз. Тому алмазно-абразивні інструменти забезпечують найменшу силову і теплову напруженість процесу різання, допускають роботу з більшим ступенем затуплення ріжучих зерен (з великими негативними передніми кутами зерен).

Лезові інструменти виготовляють з позитивним переднім кутом або невеликим негативним кутом γ . Це пов'язано з більш високими значеннями коефіцієнта тертя інструментальних матеріалів (інструментальних сталей, твердих сплавів, мінералокераміки та ін.), які використовують при виготовленні лезових інструментів.

При використанні в лезових інструментах в якості інструментальних матеріалів синтетичних надтвердих матеріалів (синтетичних алмазів, кубічного нітриду бору та ін.), які характеризуються низькими значеннями коефіцієнта тертя, передній кут інструменту γ може приймати нульове і негативні значення. Це дозволяє підвищити міцність різальної частини інструменту (а, отже, його зносостійкість) без зниження різальної здатності інструменту.

Таблиця 1.1

Значення кута тертя

f	0	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
ψ , град	0	6	12	17	27	45

З рис. 1.17 випливає, що перехід в область негативних значень γ можливий при підвищених значеннях кута $Arc \rightarrow 90^0$ або невеликих значеннях $K_{риз} \rightarrow 0$ ($K_{риз} < 1$). Реалізація позитивних значень кута γ , навпаки, можлива при невеликих значеннях кута $Arc < 45^0$ і великих значеннях коефіцієнта різання $K_{риз} \rightarrow \infty$ ($K_{риз} > 1$). Отже, умова $K_{риз} < 1$ виконується при абразивній обробці, а умова $K_{риз} > 1$ – при лезовій обробці. Реалізувати умову $K_{риз} = 0$ неможливо, тому що це вимагає, щоб умовний кут тертя ψ (коефіцієнт тертя) дорівнював нулю.

У табл. 1.1 наведено значення умовного кута тертя ψ , які розраховані за залежністю $tg \psi = f$, де f – коефіцієнт тертя.

Як встановлено експериментально, коефіцієнт тертя f може змінюватися в межах $0 \dots 1$. Отже, умовний кут тертя ψ може змінюватися в межах $0 \dots 45^\circ$.

Важливо виконати кількісну оцінку коефіцієнта різання K_{pi3} і умовного кута тертя ψ , що визначається залежністю (1.31), на основі експериментальних даних, наведених на рис. 1.18 [9].

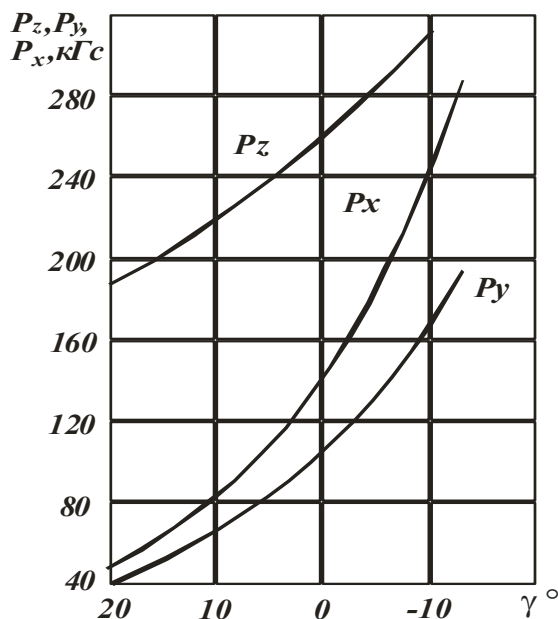


Рис. 1.18. Вплив переднього кута на сили P_z , P_y , P_x при точінні:

оброблює м'який матеріал – сталь 40; $\varphi = 60^\circ$; $t = 4$ мм;

$S = 0,285$ мм/об.; $V = 40$ м/хв

З огляду на те, що сила різання має три складові: P_z , P_y , P_x , коефіцієнт різання K_{pi3} можна розрахувати за залежністю $K_{pi3} = P_z / P_{y1}$, де

$P_{y1} = P_{y0} \cdot \cos \varphi'_0$; $P_{y0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$; $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ$; $\text{tg} \varphi_0 = P_y / P_x$ (рис. 1.19).

Тут P_{y0} – рівнодіюча двох сил P_y , P_x ; P_{y1} – проекція рівнодіючої сили P_{y0} на нормаль до головного лезу різця; φ – головний кут в плані; φ_0 – кут між силами P_x і P_{y0} ; φ'_0 – кут між силою P_{y0} та її проекцією P_{y1} .

У табл. 1.2 наведено розрахункові значення кутів φ_0 і φ'_0 , коефіцієнта різання $K_{pi3} = P_z / P_{y1}$, кута тертя ψ й коефіцієнта тертя f залежно від переднього кута інструмента γ .

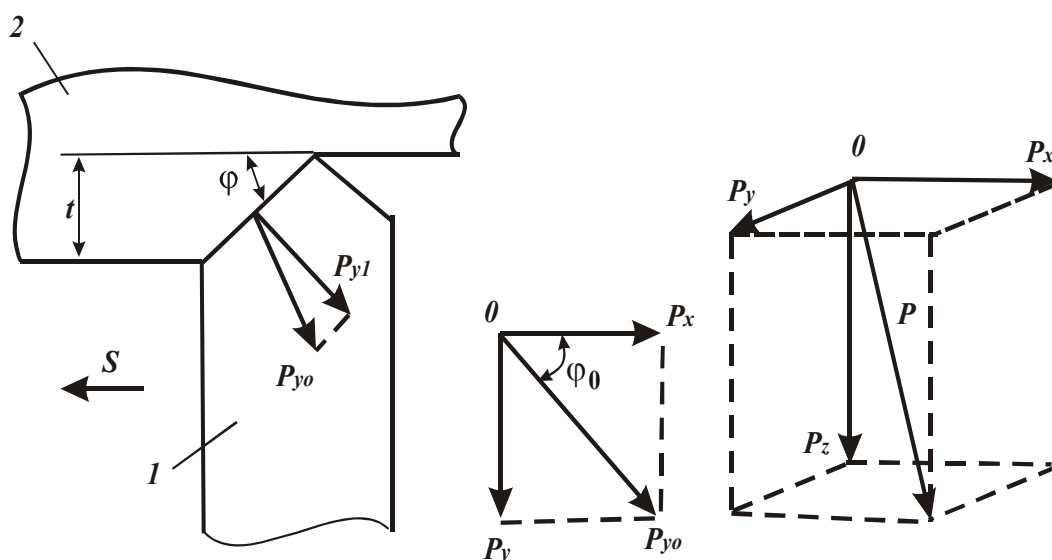


Рис. 1.19. Положення складових сили різання при точінні:
1 – різець; 2 – деталь.

Таблиця 1.2

Розрахункові значення параметрів φ_0 , φ'_0 , $K_{різ}$, ψ , f

γ , град	20	10	0	-10
φ_0 , град	39	39	40	35
φ'_0 , град	9	9	10	5
$K_{різ}$	2,9	2,23	1,5	1,08
ψ , град	39	34	34	35
f	0,8	0,67	0,67	0,7

Як видно, зі зменшенням переднього кута інструмента γ коефіцієнт різання $K_{різ}$ зменшується, приймаючи значення $K_{різ} > 1$, що узгоджується з вищенаведеними теоретичними результатами. Коефіцієнт тертя f також зменшується зі зменшенням переднього кута інструмента γ , що пов'язано з підвищенням температури різання внаслідок інтенсивного зростання складових сили різання P_z і P_y (рис. 1.18).

При шліфуванні коефіцієнт різання $K_{різ}$ (коефіцієнт шліфування $K_{ш}$) приймає значно менші значення – $K_{ш} < 1$ (рис. 1.20). Так, при шліфуванні

алмазним кругом на металевій зв'язці з введенням в зону різання додаткової електричної енергії (алмазному електроерозійному шліфуванню – АЕШ) коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ збільшується зі збільшенням нормального тиску. При звичайному алмазному шліфуванні (алмазному шліфуванні – АШ без струму), навпаки, коефіцієнт шліфування зменшується зі збільшенням нормального тиску P_H .

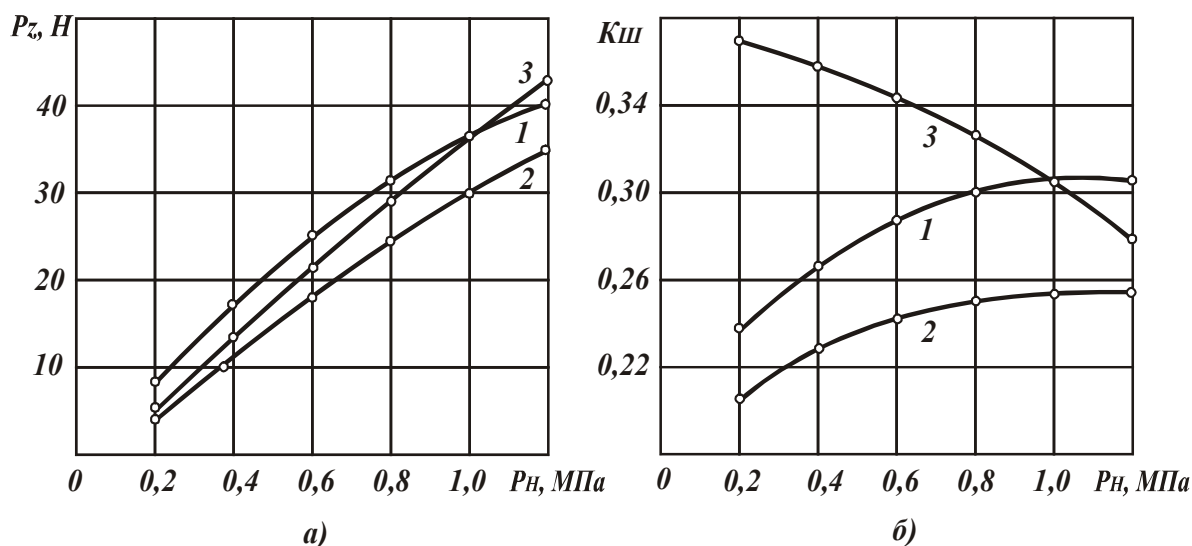


Рис. 1.20. Вплив нормального тиску на тангенціальну складову сили різання й коефіцієнт шліфування: алмазний круг 12A2 – 45° AC6 100/80 M1-01 4; $V=20$ м/с, оброблюваний матеріал: 1 – Т15К6 – сталь 45 – АЕШ; 2 – ТН-20 – сталь 45 – АЕШ; 3 – ТН-20 – сталь 45 – АШ [10].

Якщо розглядати ріжуче зерно в формі сфери (рис. 1.21), то зі збільшенням P_H збільшується товщина зрізу i , відповідно, зменшується негативний передній кут γ , що, відповідно до залежності (1.29), призводить до збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ (або $K_{різ}$). Зменшення $K_{ш}$ зі збільшенням P_H може бути пов'язано зі збільшенням радіуса ріжучої частини зерна внаслідок його затуплення.

Необхідно зазначити, що при введенні в зону різання додаткової електричної енергії на алмазному крузі підтримується розвинений ріжучий рельєф, своєчасно видаляються з його робочої поверхні затуплені зерна, тому процес шліфування характеризується високою продуктивністю обробки. При звичайному шліфуванні алмазний круг працює в режимі затуплення, що призводить до збільшення радіуса робочої частини різального зерна. Крім того,

при цьому відбувається інтенсивний контакт оброблюваного матеріалу з металевою зв'язкою круга й продуктами обробки, які утримуються на робочій поверхні круга, що додатково призводить до зниження коефіцієнта шліфування.

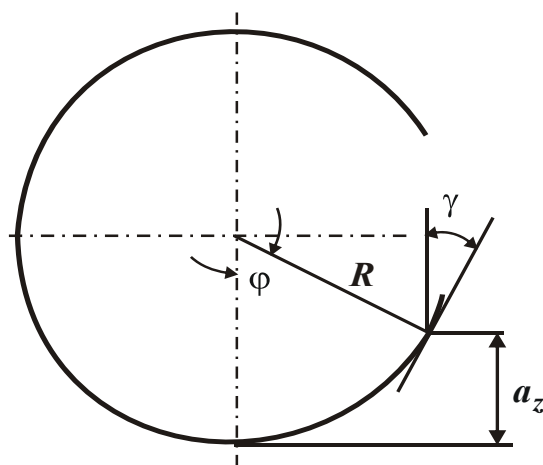


Рис. 1.21. Розрахункова схема параметрів стружкоутворення при різанні одиничним зерном.

В роботі [26] наведено аналітичну залежність для визначення коефіцієнта шліфування

$$K_{ш} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{HV} \cdot \frac{a}{\rho}}, \quad (1.32)$$

где HV , $\tau_{зсув}$ – відповідно твердість (за Вікерсом) і межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м²;

a – товщина зрізу, м;

ρ – радіус округлення різальної частини зерна, м.

Із залежності (1.32) випливає, що зі збільшенням a й зменшенням ρ коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ збільшується. Отже, збільшення значень $K_{ш}$, як показано на рис. 1.20, пов'язано зі збільшенням товщини зрізу a , а зменшення значень $K_{ш}$ пов'язано зі зменшенням радіуса зерна.

На основі отриманих вище рішень можна визначити граничні значення відомого в теорії шліфування відношення a/ρ (при мікрорезанні одиничним зерном), що визначають початок процесу стружкоутворення. Із рис. 1.21 нескладно отримати аналітичну залежність, яка погоджує між собою

відношення a/ρ й умовний негативний передній кут ріжучого зерна γ :

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.33)$$

Як показано вище, кут γ може змінюватися в межах $-90^0 \dots + 90^0$. В залежності (1.33) враховано знак "мінус" при куті γ . Отже, відношення a/ρ може змінюватися в межах $0 \dots 1$.

Для більш точного розрахунку відношення a/ρ слід підставити залежність (1.31) в (1.33):

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin(Arc - \psi). \quad (1.34)$$

Найменше значення a/ρ має місце при максимальному значенні кута $Arc = 90^0$. У табл. 1.3 наведено розрахункові значення a/ρ залежно від кута тертя ψ для $Arc = 90^0$.

Таблиця 1.3

Розрахункові значення f , a/ρ

ψ , град	0	10	20	30	45
f	0	0,17	0,36	0,58	1,0
a/ρ	0	0,0152	0,06	0,134	0,293

Як видно, для реального діапазону зміни кута тертя ψ відношення a/ρ змінюється в межах $0 \dots 0,293$. За відомим експериментальним даним, процес стружкоутворення при мікрорезанні одиничним зерном починається за умови $a/\rho > 0,04$. Виходячи з табл. 1.3, значення $a/\rho = 0,04$ досягається при значенні коефіцієнта тертя $f \approx 0,3$, яке можна практично здійснити. Отже, отримане теоретичне рішення може бути використано при аналізі процесу стружкоутворення при мікрорезанні одиничним зерном.

Слід провести аналіз енергоємності процесу різання. Енергоємність або робота різання, що витрачається на знімання одиниці об'єму оброблюваного матеріалу, дорівнює умовному напруженню різання σ , що визначається залежністю:

$$\sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{K_{риз}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{риз}^2}). \quad (1.35)$$

Умовне напруження різання σ залежить від двох параметрів: межі міцності оброблюваного матеріалу на зсув $\tau_{зсув}$ і коефіцієнта різання $K_{риз}$. Чим менше $\tau_{зсув}$ і більше $K_{риз}$, тим менше σ . Коефіцієнт різання $K_{риз}$, в свою чергу, залежить однозначно від кута $(\psi - \gamma)$ за залежністю (1.29). Тому домогтися зменшення ψ можна зменшенням кута $(\psi - \gamma)$, тобто зменшенням кута тертя ψ й збільшенням переднього кута γ .

За умови $\gamma=0$ залежність для визначення умовного напруження різання (1.35) набуває вигляду:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot f \cdot (1 + \sqrt{1 + \frac{1}{f^2}}) = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot (f + \sqrt{1 + f^2}). \quad (1.36)$$

З огляду на те, що $f < 1$, залежність (1.36) можна спростити:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (1 + f). \quad (1.37)$$

Умовне напруження різання σ тим більше, чим більше коефіцієнт тертя f на передній поверхні інструменту. Однак, з урахуванням $f < 1$ вплив f на σ не настільки суттєвий.

При негативних значеннях кута γ кут $(\psi - \gamma)$ більше, ніж при позитивних значеннях γ , що призводить до зменшення $K_{риз}$ і збільшення σ . Отже, при шліфуванні (при негативних значеннях γ) умовне напруження різання σ більше, ніж при лезовій обробці.

У загальному випадку коефіцієнт різання K_{piz} змінюється в межах від 0 до ∞ . Тоді умовне напруження різання σ буде змінюватися від ∞ до значення $2 \cdot \tau_{зсув} \approx \sigma_{ст}$, де $\sigma_{ст}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м².

Що з фізичної точки зору означає умова $K_{piz} \rightarrow \infty$? Якщо звернутися до залежності $K_{piz} = P_z / P_y$, то видно, що умова $K_{piz} \rightarrow \infty$ виконується для $P_y \rightarrow 0$, тобто при відсутності радіальної складової сили різання P_y . Отже, найменші значення енергоємності й температури різання досягаються для $P_y \rightarrow 0$. Однак, реалізувати цю умову на практиці неможливе, тому що коефіцієнт різання не перевищує, як правило, значень 10 – 12. Реалізувати умову $P_y \rightarrow 0$ можна при обробці металів методами пластичної деформації (при обробці металів тиском без утворення стружки), наприклад, в умовах кування, штампування та ін. З цього випливає, що процеси різання матеріалів більш енергоємні порівняно з процесами, заснованими на пластичній деформації металів, для яких можливе виконання умови $\sigma \leq \sigma_{ст}$. Ця закономірність узгоджується з результатами експериментальних досліджень.

1.4. Розрахунок полів напружень, виникаючих в зоні різання, та аналіз умов стружкоутворення

Проблема зниження енергоємності обробки займає особливе місце в теорії різання матеріалів [2]. Вона нерозривно пов'язана з вивченням умов стружкоутворення при різанні та визначенням умовного кута зсуву матеріалу β (рис. 1.22). Доведено, що чим більше цей кут, тим менше енергоємність обробки й вище ефективність процесу різання: менше сили і температура різання, вище якість обробки й стійкість різального інструмента. Для визначення умовного кута зсуву матеріалу β ще в 1870 році професором Зворикінім К. А. запропоновано аналітичну залежність, яка не втратила своєї значущості й в даний час:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (1.38)$$

Дана залежність отримана з умови дії на вершині різця зосередженої сили різання P (рис. 1.22), яка викликає в площині ОА найбільші дотичні

напруження й зсув елементарних обсягів зрізаного матеріалу, що призводить до процесу стружкоутворення. Як видно, дана схема стружкоутворення справедлива для обробки відносно крихких матеріалів (наприклад, чавунів), де не утворюється довга зливна стружка, характерна для процесу різання пластичних матеріалів (сталей, кольорових металів та ін.). За умови значного контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструменту необхідно силу різання розглядати у вигляді розподіленого навантаження. Для цього слід скористатися фундаментальним рішенням теорії пружності [28] для випадку розрахунку напружень в певній точці від дії сили P на границі півплощини: $\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi} \cdot \frac{\cos \theta}{r}$; $\sigma_\theta = 0$; $\tau_{r\theta} = 0$, где σ_r , σ_θ , $\tau_{r\theta}$ – нормальні компоненти напружень в радіальному й окружному напрямках, дотична компонента напружень; r – радіус; θ – кут.

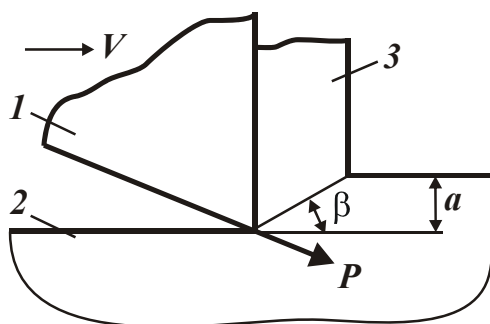


Рис. 1.22. Схема розрахунку умовного кута зсуву матеріалу:

1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка;

a – товщина зрізу; V – швидкість різання.

Використовуючи наведене вище рішення, слід виконати розрахунок дотичних напружень τ в зоні різання з урахуванням розподіленого навантаження, що діє на передній поверхні інструменту. Припустимо, що радіальна q й тангенціальна F розподілені навантаження визначають силовий вплив різця на оброблюваний матеріал в процесі різання. В роботі [29] отримано аналітичні залежності для визначення дотичного напруження τ , яке виникає в зоні різання від дії розподілених навантажень q і F . Використовуючи ці залежності, на рис. 1.23,б, в, г наведено розраховані за допомогою системи Mathcad 2000 поля напружень (у вигляді ліній однакових значень τ/q), які виникають в зоні стружкоутворення при різанні, з

урахуванням тертя на передній поверхні інструменту для різних значень коефіцієнта тертя на передній поверхні різця $f = F/q$. Для порівняння на рис. 1.23, а показано поле напружень для випадку $f = 0$.

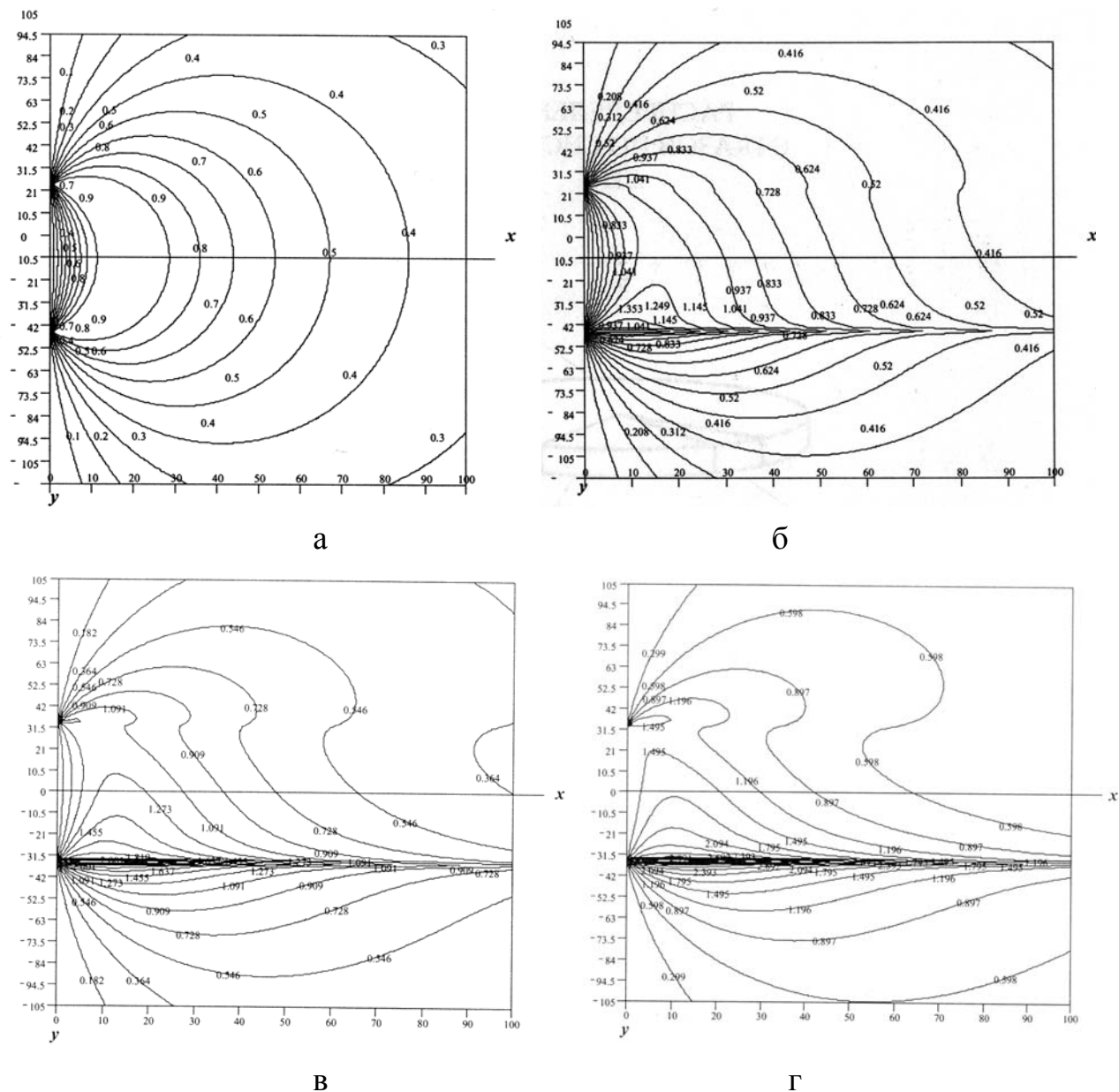


Рис. 1.23. Положення ліній однакових значень τ/q за умов $f=0$ (а), $f=0,1$ (б); $f=0,4$ (в); $f=0,6$ (г)

Як видно, для випадку $f = 0$ лінії однакових значень τ/q приймають форму окружностей, що виходять з кінцевих точок зони контакту оброблюваного матеріалу (де утворюється стружка) з передньою поверхнею різця. Чим більше діаметр окружності, тим менше значення τ/q . У межі, тобто

на нескінченному віддаленні від зони контакту оброблюваного матеріалу з різцем, справедлива умова $\tau/q \rightarrow 0$. Найбільші значення τ/q досягаються уздовж окружності з діаметром, рівним довжині контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. Усередині даної окружності (так само як і зовні) значення τ/q менші. Це вказує на те, що найбільш ймовірне руйнування оброблюваного матеріалу уздовж даної окружності. Відповідно, умовний кут зсуву матеріалу β буде визначатися відношенням товщини зрізу й довжини контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця (що дорівнює діаметру окружності однакових значень τ/q).

Зі збільшенням коефіцієнта тертя на передній поверхні різця $f > 0$ окружності однакових значень τ/q трансформуються в більш складні криві, витягнуті уздовж горизонтальної лінії, що проходить через вершину різця. Отже, найбільші дотичні напруження будуть досягатися в напрямку руху інструменту й тому з фізичної точки зору зсув оброблюваного матеріалу можливий лише в даному напрямі. У цьому випадку, очевидно, умовний кут зсуву матеріалу β слід розглядати рівним нулю, що суттєво ускладнює процес стружкоутворення. Однак, реально утворення стружки буде відбуватися і в цьому випадку, але при невеликому куті β й з високою енергоємністю обробки. Власне цим можна пояснити те, що при обробці пластичних матеріалів (наприклад, міді та латуні), як встановлено експериментально, умовний кут зсуву матеріалу β приймає малі значення – на рівні $3^{\circ} - 6^{\circ}$. Процес різання здійснюється з високою енергоємністю, що призводить до збільшення сил і температури різання, зниження якості оброблюваних поверхонь.

Виходячи з наведених на рисунках графіків, зменшити енергоємність обробки можна за умови реалізації максимальних дотичних напружень не в напрямку руху інструменту, а під деяким кутом, наприклад, рівним позитивному передньому куту різця $\gamma > 0$. Це буде відповідати як би повороту проти годинникової стрілки на кут γ наведених на рисунках графіків. Тоді зсув оброблюваного матеріалу буде відбуватися вздовж лінії, розташованої під кутом γ до напрямку руху інструменту, а це призведе до збільшення умовного кута зсуву матеріалу β й відповідно до зменшення енергоємності обробки. Очевидно, чим більше передній кут інструменту γ , тим більше кут β і менше енергоємність обробки.

Отже, застосовуючи інструменти з позитивним переднім кутом можна принципово змінити характер розподілу дотичних напружень в зоні різання й забезпечити оптимальні умови для стружкоутворення, зменшення силової й теплової напруженості процесу різання, що узгоджується з багаторічним практичним досвідом обробки металів різанням. Реальні значення умовного кута зсуву матеріалу β в цьому випадку можуть бути як менше, так і більше позитивного переднього кута інструмента γ . Все буде залежати від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу та інтенсивності тертя стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструменту. Однак головним чинником, що визначає кут β , буде кут γ , оскільки саме він визначає напрямок дії максимальних дотичних напружень і відповідно напрямок руйнування (зсуву) оброблюваного матеріалу.

Такий же характер розподілу дотичних напружень виникатиме і в ріжучому інструменті в процесі обробки. З урахуванням тертя на передній поверхні інструменту найбільші дотичні напруження будуть досягатися в перерізі, віддаленому від вершини інструменту на величину, рівну довжині його контакту зі стружкою. В даному перетині найбільш ймовірно руйнування інструменту, що добре узгоджується з експериментальними даними, наприклад, отриманими при дослідженні процесу створення (обробки) на торцевій поверхні циліндричної деталі кільцевої канавки спеціальним канавочним різцем з твердого сплаву ВК6М.

Встановлено, що при цьому інструменти виходять з ладу в результаті руйнування їх ріжучої частини. Причому, довжина зруйнованої частини приблизно дорівнює довжині контакту передньої поверхні інструменту з стружкою, що утворюється, а це відповідає отриманому вище теоретичному рішенню й свідчить про його достовірність. Отримані рішення доповнюють відомі теоретичні рішення щодо характеру протікання процесу стружкоутворення при різанні й щодо міцності ріжучих інструментів.

1.5. Умови формування параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі

Підвищення точності обробки є одним з основних найбільш актуальних і проблемних питань технології машинобудування [11; 14; 15; 17]. Незважаючи

на надзвичайно велику кількість наукових праць, присвячених даному питанню, до теперішнього часу відсутнє достатньо повне фізико-математичне уявлення щодо точності обробки. Тому важливо розробити теоретичний підхід до розрахунку та аналізу параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі.

Математична модель пружних переміщень при механічній обробці матеріалів. Точність обробки залежить від багатьох факторів, обумовлених силами й температурою різання, способом базування деталі, жорсткістю верстата, інструмента, пристосування та ін. Як показує практика, визначальний вплив на точність обробки надає силовий чинник, що викликає похибки обробки в зв'язку з пружними переміщеннями в технологічній системі:

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (1.39)$$

где P_y – радіальна складова сили різання, Н;

c – приведена жорсткість системи, Н/м.

Радіальна складова сили різання P_y визначається:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{piz}}, \quad (1.40)$$

где $P_z = \sigma \cdot S$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Па;

K_{piz} – коефіцієнт різання;

$S = Q_0 / V_{piz}$ – площа зрізу, м²;

$Q_0 = t \cdot S_{noz\partial} \cdot V_{piz}$ – номінальна продуктивність обробки при поздовжньому точінні, м³/с;

t – глибина різання, м;

$S_{noz\partial}$ – поздовжня подача на оборот деталі, м/об.;

V_{piz} – швидкість різання, м/с.

Тоді при однопрохідному різанні:

$$y = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{t \cdot S_{noz\delta}}{c} = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{Q_0}{V_{piz}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (1.41)$$

Пружне переміщення y тим менше, чим менше відношення σ / K_{piz} , продуктивність Q_0 і більше швидкість різання V_{piz} та жорсткість c .

При багатопрохідній обробці лінійне знімання матеріалу Δ визначається:

$$\Delta = n \cdot t - y, \quad (1.42)$$

де $n = \tau / \tau_0$ – поточна кількість проходів (при поздовжньому точінні) або кількість обертів деталі (при радіальному точінні);

τ – поточний час, с;

$\tau_0 = \pi \cdot D_{\delta em} / V_{piz}$ – час одного оберту деталі при радіальному точенні або

$\tau_0 = l_{\delta em} / S_{noz\delta}$ – час одного проходу при поздовжньому точінні, с;

$D_{\delta em}$ – діаметр оброблюваної деталі, м;

$l_{\delta em}$ – довжина ходу при поздовжньому точінні, м.

З урахуванням залежності $\Delta = v / \pi \cdot D_{\delta em} \cdot l_{\delta em}$ (де v – обсяг знятого матеріалу, м³), поточного значення продуктивності обробки Q (яке визначається залежністю $Q = \frac{dv}{d\tau}$) та залежності (1.41), рівняння (1.42) набуде вигляду [15]:

$$\frac{dv}{d\tau} + M \cdot v = N \cdot \tau, \quad (1.43)$$

$$\text{де } M = \frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{\pi \cdot D_{\delta em} \cdot l_{\delta em} \cdot \sigma};$$

$$N = \frac{V_{piz}^2 \cdot K_{piz} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{\delta em} \cdot \sigma}.$$

Використовуючи відоме рішення даного класу диференціальних рівнянь, визначено параметр v :

$$\begin{aligned}
v &= \left[\int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{\int M \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int M \cdot d\tau} = \\
&= \left[\int N \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \tau \cdot d\tau + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau} = \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left(\tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}.
\end{aligned} \tag{1.44}$$

Відповідно, продуктивність обробки $Q = \frac{dv}{d\tau}$ визначається:

$$Q = \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \tag{1.45}$$

Постійна інтегрування C_1 визначається з початкової умови $y(\tau = 0) = 0$ із урахуванням залежностей (1.44) і (1.41), розглядаючи в останній замість Q_0 параметр Q :

$$C_1 = \frac{N}{M}. \tag{1.46}$$

Після підстановки виразу (1.46) в (1.44) і (1.45), отримано залежності для визначення обсягу знятого матеріалу v , поточних значень продуктивності обробки Q та пружного переміщення y :

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot \sigma}} \right); \tag{1.47}$$

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot \sigma}} \right); \tag{1.48}$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot \sigma}} \right). \tag{1.49}$$

Продуктивність обробки Q та пружне переміщення y із часом обробки збільшуються, асимптотично наближаючись до значень Q_0 і y_{cm} (рис. 1.24). Стале значення визначається із залежності (1.41), тобто

$$y_{cm} = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{Q_0}{V_{piz}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (1.50)$$

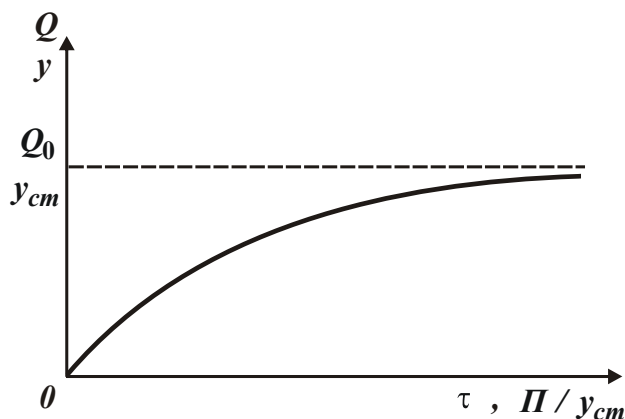


Рис. 1.24. Залежності продуктивності обробки Q і пружного переміщення y від часу обробки τ (або Π/y_{cm})

При поздовжньому точінні $\tau = n \cdot \tau_0 = \frac{\Pi}{t} \cdot \frac{l_{det}}{S_{нозд}}$, де Π – припуск, що знімається, м. Тоді залежності (1.48) і (1.49) з урахуванням залежності (1.50) набувають вигляду:

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} \right); \quad (1.51)$$

$$y = y_{cm} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} \right). \quad (1.52)$$

В даному випадку змінною величиною є відношення Π/y_{cm} . Зі збільшенням цієї величини продуктивність обробки Q та пружне переміщення

y збільшуються, асимптотично наближаючись до значень Q_0 і y_{cm} (рис. 1.24). Отже, збільшити продуктивність обробки Q можна за рахунок збільшення відношення Π/y_{cm} , тобто за рахунок збільшення припуску Π , що знімається, або зменшення величини y_{cm} .

Зменшити пружне переміщення y можна зменшенням припуску Π . Це знижує час обробки.

При $\Pi/y_{cm} > 3$ другий доданок в залежності (1.52) стає нескінченно малим і виконується умова $y \cong y_{cm}$, тобто пружне переміщення y не залежить від припуску Π , що знімається. Виходячи з цього, слід розглядати два діапазони зміни величини y : $\Pi < 3y$ і $\Pi > 3y$. У першому діапазоні справедлива нерівність $y < y_{cm}$ (відповідно $Q < Q_0$). У другому діапазоні справедлива умова $y \cong y_{cm}$ (відповідно, $Q \cong Q_0$). На практиці головним чином має місце випадок $\Pi > 3y$.

Зменшення величини y_{cm} , виходячи із залежності (1.52), неоднозначно впливає на характер зміни величини y , тому що перший множник зменшується, а другий, укладений в дужки, збільшується. Для оцінки впливу величини y_{cm} на y , слід ввести нову безрозмірну змінну $\alpha = \Pi/y_{cm}$. Тоді залежність (1.52) виразиться:

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}). \quad (1.53)$$

Характер зміни величини y від α для $\Pi = 1$ показаний на рис. 1.25.

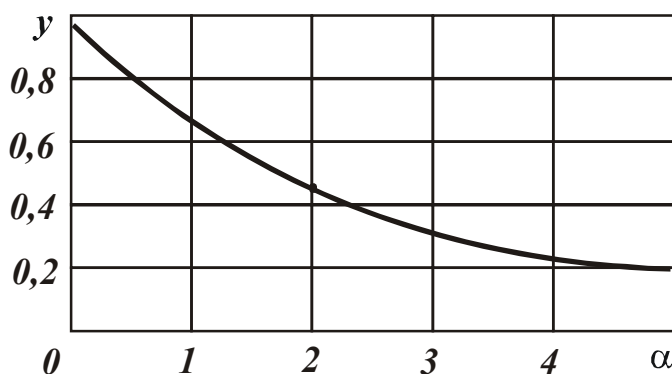


Рис. 1.25. Залежність величини y від α

Як видно, зі збільшенням α функція y зменшується. Це відповідає зменшенню величини y зі зменшенням y_{cm} . Отже, основною умовою зменшення пружного переміщення при обробці y є зменшення величини y_{cm} , яка визначається залежністю (1.50).

Розкладемо експонентну функцію в степеневий ряд:

$$e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (1.54)$$

Тоді залежність (1.52) набуде вигляду:

$$y = \Pi \cdot \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\Pi}{y_{cm}} + \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)^2 - \dots \right). \quad (1.55)$$

За умови $\frac{\Pi}{y_{cm}} \rightarrow 0$ (що відповідає збільшенню y_{cm}) виконується умова $y \rightarrow \Pi$. Вона зумовлена відсутністю знімання матеріалу в процесі обробки, внаслідок недостатньої ріжучої здатності інструменту. Для зменшення y необхідно забезпечити зменшення величини y_{cm} .

Загальне рішення диференціального рівняння інтенсивності знімання матеріалу з урахуванням пружних переміщень у технологічній системі. Вище проведено аналіз рішення диференціального рівняння (1.43) з урахуванням початкової умови $y(\tau = 0) = 0$. Якщо прийняти початкову умову y у вигляді $y(\tau = 0) = y_0$, то отримаємо спільне рішення диференціального рівняння (1.43). В цьому випадку постійна інтегрування C_1 з урахуванням залежності (1.45) визначиться:

$$C_1 = \frac{N}{M} - \frac{y_0 \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{M \cdot \sigma}. \quad (1.56)$$

Після підстановки виразу (1.56) в (1.44) і (1.45), отримано залежності для

визначення обсягу знятого матеріалу v , поточних значень продуктивності обробки Q та пружного переміщення y [31]:

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} + \left(\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}; \quad (1.57)$$

$$Q = Q_0 - \left(Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}; \quad (1.58)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - \left(\frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}. \quad (1.59)$$

Слід ввести позначення: $y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}$, $\bar{\beta} = \frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}$.

Тоді залежності (1.58) і (1.59) приймуть вигляд:

$$Q = Q_0 - \left(Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}; \quad (1.60)$$

$$y = y_{\text{ст}} - (y_{\text{ст}} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}. \quad (1.61)$$

Характер зміни параметрів Q и y з часом обробки показаний на рис.

1.26. За умов $Q_0 < \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma}$ і $y_{\text{ст}} < y_0$ виконуються умови $Q > Q_0$,

$y > y_{\text{ст}}$ (крива 1). За умов $Q_0 > \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma}$ і $y_{\text{ст}} > y_0$ виконуються умови

$Q < Q_0$, $y < y_{\text{ст}}$ (крива 3). За умов $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma}$ і $y_{\text{ст}} = y_0$

виконуються умови $Q = Q_0$, $y = y_{\text{ст}}$ (крива 2).

Середня продуктивність обробки за час τ_1 для трьох кривих, показаних на рис. 1.26, буде різна. Так, якщо через фіксовану точку з координатами Q_0 , τ_1 , провести сімейство кривих $Q-\tau$, то найбільша середня продуктивність обробки матиме місце за умови $y_{cm} < y_0$, а найменша – за умови $y_0 = 0$.

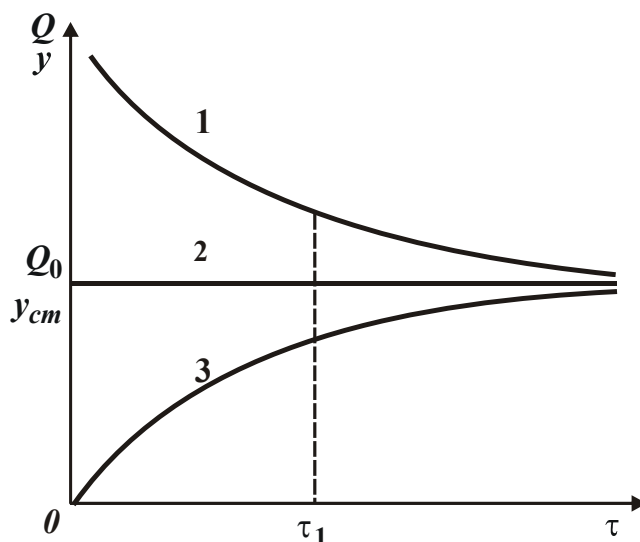


Рис. 1.26. Залежності продуктивності обробки Q та пружного переміщення y від часу обробки τ

Чим більше величина y_0 , тим більше середня продуктивність обробки. Із перетвореної залежності (1.61)

$$y = y_{cm} \cdot [1 - e^{(-\beta \cdot \tau)}] + y_0 \cdot e^{(-\beta \cdot \tau)} \quad (1.62)$$

впливає, що найбільше значення y_0 (для заданих значень y і $\tau = \tau_1$) досягається за умови $y_{cm} = 0$. Отже, найбільш продуктивною схемою обробки з урахуванням обмеження за точністю обробки (яка визначається величиною пружного переміщення y) є жорстка схема без поперечної подачі ($Q_0 = 0$) з початковим натягом y_0 в технологічній системі. Поточні значення Q і y в даному випадку визначаються залежностями:

$$Q = \left(\frac{y_0 \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}; \quad (1.63)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{det} \cdot l_{det} \cdot \sigma}} \quad (1.64)$$

Чим більше значення V_{piz} , K_{piz} , c і менше y_0 , D_{det} , l_{det} , σ , тим швидше досягається задана точність обробки. Очевидно, найбільше значення y_0 може дорівнювати величині припуску Π , що знімається. Для виконання цієї умови, виходячи із залежності (1.63), необхідно, щоб максимально можлива продуктивність обробки Q , обумовлена ріжучими властивостями інструменту, дорівнювала або була порівнянна зі значенням $\frac{y_0 \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$ за умови $\tau = 0$.

Із наведених даних випливає, що, створюючи в технологічній системі попередній натяг y_0 , можна реалізувати умову $Q > Q_0$.

Із урахуванням стійкості процесу різання (зокрема, процесу шліфування) в часі ефективно також реалізувати випадок $Q = Q_0$, тобто умову $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$. Існують два шляхи її здійснення:

1. Прискорене врізання шліфувального круга в оброблювану деталь до створення необхідного натягу y_0 в технологічній системі, а потім шліфування з номінальною продуктивністю обробки $Q = Q_0$ (етап чорнового шліфування). Для забезпечення необхідної точності обробки, що дорівнює величині y , необхідно зменшити натяг в технологічній системі від значення y_0 до значення y . Це досягається введенням етапу виходжування (шліфування з відключеною поперечною подачею, тобто $Q_0 = 0$). Таким чином, встановлено, що відомий автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування (крива 1, рис. 1.27) включає етап прискореного врізання шліфувального круга в оброблювану деталь (ділянка АВ), потім етап чорнового шліфування (ділянка ВС) та етап виходжування (ділянка СЕ). На рис. 1.27 показаний також характер зміни пружного переміщення з часом обробки для несталого процесу шліфування (крива 2).

1. Шліфування за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям

$$P_{y_0} = c \cdot y_0 = \frac{Q_0 \cdot \sigma}{V_{piz} \cdot K_{piz}}, \text{ де } V_{piz} = V_{кр} - \text{швидкість шліфувального круга, м/с.}$$

Таким чином, кардинальним вирішенням проблеми підвищення

продуктивності обробки при недостатній жорсткості технологічної системи є застосування автоматизованих циклів шліфування за жорсткою схемою з попереднім створенням натягу величиною y_0 , а також застосування пружної схеми шліфування з фіксованим радіальним зусиллям.

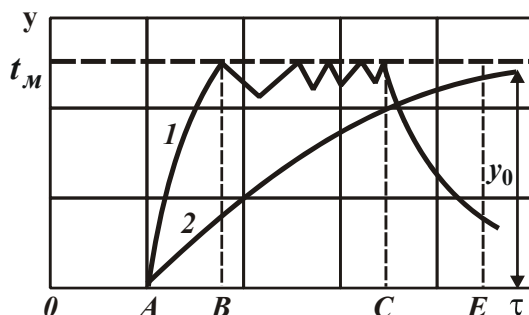


Рис. 1.27. Характер зміни пружного переміщення з часом обробки:

1 – автоматизований цикл шліфування; 2 – несталий процес шліфування.

Формування параметрів точності обробки з урахуванням похибки форми заготовки. В умовах знімання нерівномірного припуску (похибки форми заготовки) важливо забезпечити точність обробленої деталі. Нехай мінімальний припуск дорівнює Π_{min} , а максимальний – Π_{max} . Виходячи із залежності (1.52), мінімальне y_{min} і максимальне y_{max} значення похибки обробки, викликані пружним переміщенням в технологічній системі, визначаються:

$$y_{min} = y_{cm} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} \right); \quad (1.65)$$

$$y_{max} = y_{cm} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right). \quad (1.66)$$

Похибка форми обробленої деталі $\Delta y = y_{max} - y_{min}$ дорівнює:

$$\Delta y = y_{cm} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \cdot \left(e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{cm}}} - 1 \right), \quad (1.67)$$

где – $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$.

Як видно, чим більше похибка форми заготовки $\Delta\Pi$, тим більше похибка форми обробленої деталі Δy . За умови $\Delta\Pi = 0$ виконується умова $\Delta y = 0$. При заданому значенні $\Delta\Pi$ зменшити Δy можна збільшенням Π_{max} .

Для оцінки впливу величини y_{cm} на Δy залежність (1.67) слід перетворити з урахуванням $\alpha = \Pi_{max} / y_{cm}$:

$$\Delta y = \frac{\Pi_{max}}{\alpha} \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[e^{\frac{\alpha \cdot \Delta\Pi}{\Pi_{max}}} - 1 \right]. \quad (1.68)$$

При постійних значеннях Π_{max} , $\Delta\Pi = const$ зі збільшенням коефіцієнта α (що відповідає зменшенню величини y_{cm}) значення функції $\Delta y / \Pi_{max}$, яке визначається залежністю (1.68), зменшується (рис. 1.28). Отже, зменшити Δy можна зменшенням величини y_{cm} .

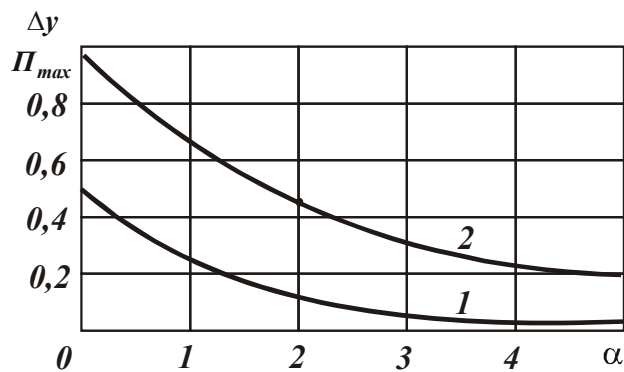


Рис. 1.28. Залежність $\Delta y / \Pi_{max}$ від α : 1 – $\Delta\Pi / \Pi_{max} = 0,01$; 2 – $\Delta\Pi / \Pi_{max} = 0,5$.

При одночасному забезпеченні вимог за точністю розміру y_{max} і форми обробленої деталі Δy оптимальні умови обробки необхідно визначати з системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{max} = y_{cm} \cdot \left[1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right] \\ \Delta y = y_{cm} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \cdot \left[e^{\frac{\Delta\Pi}{y_{cm}}} - 1 \right] \end{cases}. \quad (1.69)$$

Тут значення параметрів y_{max} , Δy , $\Delta \Pi$ – задані, необхідно визначити значення Π_{max} і y_{cm} . Для цього перше рівняння слід розв'язати відносно функції $e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}}$ і отриманий вираз підставити в друге рівняння:

$$\frac{\Delta y}{y_{cm} - y_{max}} = e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{cm}}} - 1. \quad (1.70)$$

Із отриманого рівняння (1.70) чисельним методом визначаються значення y_{cm} , а з першого рівняння системи (1.69) – значення Π_{max} .

Умови виправлення похибки форми заготовки. Залежність (1.67) можна виразити:

$$\Delta y = y_{cm} \cdot \left(e^{\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right). \quad (1.71)$$

Розкладемо експоненціальні функції в степеневий ряд:

$$e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots; \quad (1.72)$$

$$e^{\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} = 1 + \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)^2}{2!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (1.73)$$

Обмежуючись трьома першими складовими в розкладах (1.72) і (1.73), залежність (1.71) набуває вигляду:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left(1 - \frac{\Pi_{cp}}{y_{cm}} \right), \quad (1.74)$$

$$\text{где } P_{cp} = \frac{P_{min} + P_{max}}{2};$$

$$\Delta P = P_{max} - P_{min}.$$

Виходячи з наближеної залежності (1.74), величина Δy тим менше, чим менше ΔP , y_{cm} і більше P_{cp} .

Виразимо величину y_{cm} залежністю (1.50), тоді:

$$\Delta y = \Delta P \cdot \left(1 - \frac{P_{cp} \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (1.75)$$

У загальному випадку зменшити величину Δy можна зменшенням параметрів ΔP , Q_0 , σ і збільшенням P_{cp} , V_{piz} , K_{piz} , c .

При певних значеннях V_{piz} , K_{piz} , σ , Q_0 , незалежно від значень ΔP , P_{cp} і c , другий множник в залежності (1.75) може бути зменшений до нуля. Чим більше P_{cp} і менше ΔP , тим простіше забезпечити необхідну точність обробки Δy . При невеликому значенні P_{cp} необхідно зменшити Q_0 і збільшити V_{piz} .

Другий множник залежності (1.75), по суті, є функцією передачі між похибкою форми заготовки ΔP і похибкою форми обробленої деталі Δy . Чисельно передавальна функція менше одиниці.

При значеннях передавальної функції, близькою до одиниці, виконується умова $\Delta y \rightarrow \Delta P$, тобто має місце копіювання в процесі обробки похибки форми заготовки. Це відбувається при невеликих значеннях P_{cp} , V_{piz} , K_{piz} , c і відносно великих значеннях Q_0 і σ , наприклад, при різанні недостатньо гострим інструментом.

Передавальна функція відповідає прийнятому в технології машинобудування [11] коефіцієнту уточнення похибки k_y рівному

$$k_y = \frac{\Delta y}{\Delta P} = \left(1 - \frac{P_{cp} \cdot V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (1.76)$$

Зворотня величина називається уточненням l_y . У більшості випадків $l_y > 1$. Отже, зі збільшенням тривалості обробки (що відповідає збільшенню Π_{cp}) знижується похибка, і підвищується точність обробки. Це узгоджується із залежністю (1.76), тому що зі збільшенням Π_{cp} другий множник зменшується і зменшує величину Δy .

Виправлення похибки форми заготовки при обробці без поперечної подачі з початковим натягом в технологічній системі (на етапі виходжування). Беручи в залежності (1.64) натяг в технологічній системі y_0 , рівним відповідно мінімального Π_{min} и максимальному Π_{max} значенням припуску, що знімається, похибка форми заготовки опишеться:

$$\begin{cases} y_{min} = \Pi_{min} \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \end{cases} \quad (1.77)$$

или

$$\Delta y = y_{max} - y_{min} = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \quad (1.78)$$

где $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$.

З плином часу обробки τ величина Δy зменшується тим швидше, чим менше $\Delta \Pi$ і більше параметри V_{piz} , K_{piz} , c .

При одночасному виконанні вимог по точності форми і розміру обробленої деталі (тобто досягнення необхідних значень y_{max} і Δy), визначення невідомих значень Π_{max} і τ необхідно виробляти на основі рішення системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \end{cases} \quad (1.79)$$

Якщо позначити $x_1 = \frac{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{det} \cdot l_{det} \cdot \sigma}$, система рівнянь прийме вигляд:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-x_1}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-x_1}. \end{cases} \quad (1.80)$$

Тут величина $\Delta \Pi$ задана, необхідно визначити Π_{max} і x_1 . Після деяких перетворень, маємо:

$$\Pi_{max} = y_{max} \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}, \quad (1.81)$$

$$x_1 = \ln \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}. \quad (1.82)$$

Значення Π_{max} і x_1 цілком однозначно визначаються співвідношенням $\Delta \Pi / \Delta y$. З його збільшенням значення Π_{max} і x_1 збільшуються.

Час обробки τ , рівне

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{det} \cdot l_{det} \cdot \sigma \cdot x_1}{V_{piz} \cdot K_{piz} \cdot c}, \quad (1.83)$$

зі збільшенням x_1 (зі збільшенням відношення $\Delta \Pi / \Delta y$) також збільшується. Зменшити τ можна збільшенням параметрів V_{piz} , K_{piz} , c і зменшенням σ . Таким чином, в роботі приведена математична модель формування параметрів точності обробки і обґрунтовано основні шляхи інтенсифікації процесів різання з урахуванням вимог по точності обробки.

1.6. Визначення умов підвищення точності та продуктивності механічної обробки

Як відзначалося в п. 1.5, завдання підвищення точності та продуктивності механічної обробки є важливими для технології машинобудування. У роботах

[15; 26; 29; 31; 32] запропоновано теоретичний підхід до вирішення цих завдань. Аналітично встановлено, що з часом обробки за схемою виходжування можна зменшити пружні переміщення в технологічній системі практично до нуля й наблизитися до ідеальної точності оброблюваної поверхні. Однак реалізувати цю умову утруднено, що пов'язано з високою силовою напруженістю процесу різання при абразивній обробці. Тому слід визначити умови підвищення точності та продуктивності механічної обробки на основі досліджень силової напруженості процесу обробки.

В роботі [32] отримано аналітичні залежності для визначення продуктивності обробки Q й величини пружного переміщення y в технологічній системі за схемою виходжування:

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{різ} \cdot V} \right)} ; \quad (1.84)$$

$$y = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} \cdot \frac{c \cdot K_{різ} \cdot V}{\sigma} \right)}, \quad (1.85)$$

где τ – час обробки, с;

v – ширина різання, м;

$D_{дет}$ – діаметр оброблюваної деталі, м;

V – швидкість різання, м/с;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

P_z, P_y – тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н.

Відношення $K_{різ} / \sigma$ визначається залежністю [32]:

$$\frac{K_{різ}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho} \right)^2}, \quad (1.86)$$

де HV , $\tau_{зсув}$ – відповідно твердість (за Вікерсом) і межа міцності на зсув оброблюваного металу, Н/м²;

a_z – товщина зрізу при абразивній обробці, м;

ρ – радіус округлення різальної кромки інструмента, м.

В залежність (1.86) входить відома величина a_z / ρ , яка визначає умови переходу від пружно-пластичного деформування оброблюваного металу до процесу різання. Процес стружкоутворення (процес різання) починається при $a_z / \rho \geq 0,04$ (за даними професора Богомолва М. І.). При менших значеннях a_z / ρ відбувається лише пружно-пластичне деформування оброблюваного металу без утворення стружки.

Розглянемо процес виходжування, що реалізовується при радіальному точінні. Виразимо продуктивність обробки Q у вигляді $Q = a \cdot v \cdot V$, де $a = a_z$ – товщина зрізу, м; v – ширина зрізу, м; V – швидкість різання, м/с. Тоді залежність (1.84), із урахуванням залежності (1.86), набуде вигляду:

$$\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} \cdot Q + \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсув} (\rho \cdot v \cdot V)^2} \cdot Q^{\frac{1}{3}} - \Pi = 0. \quad (1.87)$$

В результаті прийшли до трансцендентного рівняння відносно невідомої величини Q . Розв'язати дане рівняння можна лише чисельним методом, задаючи цілком конкретні значення всіх вхідних в рівняння величин і підбором визначаючи шукане значення Q . Однак, таким чином можна отримати часткові рішення. Для того, щоб отримати загальне рішення, слід розв'язати рівняння (1.87) відносно часу обробки τ :

$$\tau = \frac{1}{\frac{2}{Q^3}} \cdot \left[\frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot v \cdot \Pi}{\frac{1}{Q^3}} - \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \tau_{зсув} \cdot (\rho \cdot v \cdot V)^2} \right]. \quad (1.88)$$

В результаті прийшли до аналітичної залежності, що зв'язує одну з одною дві змінні величини τ і Q . Як видно, зі збільшенням продуктивності обробки

Q час обробки τ безперервно зменшується (рис. 1.29,а). Із цього можна зробити висновок: зі збільшенням часу обробки при виходжуванні продуктивність обробки Q зменшується. Отже, зменшується й товщина зрізу

$$a = \frac{Q}{v \cdot V} \quad (\text{рис. 1.29,б}).$$

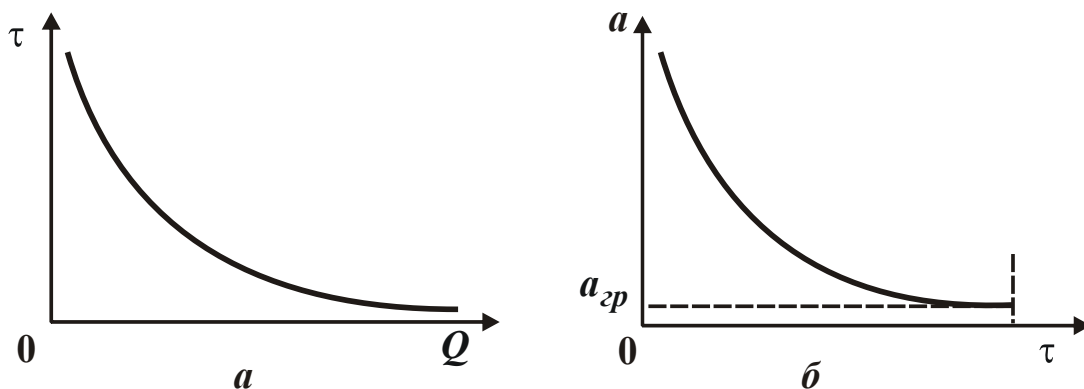


Рис. 1.29. Залежності τ від Q (а) та a від τ (б)

Однак, як зазначалося раніше, існують граничні значення відношення $a_z / \rho \geq 0,04$, нижче яких процес різання (стружкоутворення) неможливий. Отже, повинні існувати граничні значення товщини зрізу a_{zp} (для заданих значень радіуса округлення різальної кромки інструмента ρ), тобто $a_{zp} = 4 \cdot \rho$.

Із урахуванням важливості даних результатів, слід отримати аналітичне рішення рівняння (1.87), приймаючи з певними припущеннями в другому доданку замість $Q^{1/3}$ величину $Q^{1/2}$. В результаті отримано квадратне рівняння:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{1/2} - \Pi = 0 \quad (1.89)$$

або

$$x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (1.90)$$

де $x^2 = Q$;

$$M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v};$$

$$N = \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсув} \cdot (\rho \cdot v \cdot V)^2}.$$

Його рішення:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (1.91)$$

Як видно, зі збільшенням часу обробки τ (зі збільшенням параметра M) продуктивність обробки Q зменшується. Зменшуються також товщина зрізу $a = \frac{Q}{v \cdot V}$, відношення a/ρ і $K_{різ}/\sigma$. При цьому товщина зрізу a й відношення $K_{різ}/\sigma$ описуються залежностями:

$$a = \frac{1}{v \cdot V \cdot \sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}; \quad (1.92)$$

$$\frac{K_{різ}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \frac{1}{v^2 \cdot V^2 \cdot \rho^2 \left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (1.93)$$

Якщо підставити залежність (1.93) в залежність (1.85), то видно, що з часом обробки τ величина пружного переміщення y зменшується. Отже, характер зміни відношення $K_{різ}/\sigma$ з часом обробки τ не вносить принципових змін в закономірності зміни величини y . Разом з тим, зі зменшенням товщини зрізу a зменшується відношення a/ρ . При зменшенні a/ρ до значення 0,04, процес різання припиниться, що не дозволить виконати

умову $y \rightarrow 0$, відповідно до залежності (1.85). Із цього випливає, що основною перешкодою досягнення високої точності обробки є зменшення відношення a/ρ нижче граничного значення, при якому процес різання припиняється і знімання металу не відбувається.

Тому найважливішою умовою підвищення точності та продуктивності обробки необхідно розглядати збільшення відношення a/ρ . Оскільки товщина зрізу a з часом обробки безперервно зменшується, збільшити відношення a/ρ можна шляхом зменшення радіуса округлення різальної кромки інструмента ρ . Для цього необхідно застосовувати інструментальні матеріали, які забезпечують високу гостроту ріжучої кромки і характеризуються високою зносостійкістю. В першу чергу необхідно застосовувати на практиці синтетичні надтверді матеріали (синтетичні алмази та ін.).

В процесі обробки необхідно, щоб виконувалася умова $a/\rho \geq 0,04$ при зменшенні величини пружного переміщення y до значення граничної товщини зрізу, рівного $a_{zp} = 0,04 \cdot \rho$ (тобто протягом усього часу обробки). Тому слід встановити час обробки τ , за який величина пружного переміщення y зменшиться до значення граничної товщини зрізу. Для цього в залежність (1.85) необхідно підставити залежність (1.86) з урахуванням $y = a_{zp} = a$ і $a_{zp} = 0,04 \cdot \rho$. Тоді

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot v}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \left(\frac{\Pi}{a} - 1 \right) \quad (1.94)$$

або

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot v}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \left(\frac{\Pi}{0,04 \cdot \rho} - 1 \right). \quad (1.95)$$

Із наведених залежностей випливає, що час обробки τ тим менше, чим менше параметри $D_{дет}$, v , HV , $\tau_{зсув}$, Π і більше параметри c , V і a (або ρ).

За цей час τ , при виконанні умови $\frac{a}{\rho} = \frac{y}{\rho} \geq 0,04$, величину пружного переміщення y можна зменшити до значення $y = 0,04 \cdot \rho$.

Якщо радіусом округлення різальної кромки інструмента ρ розглядати радіус абразивного або алмазного ріжучого зерна R при абразивній або алмазно-абразивній обробці, то за формулою $y = 0,04 \cdot R$ можна розрахувати величину y залежно від зернистості $\bar{X} = 2 \cdot R$ абразивного або алмазного порошку. У табл. 1.4 наведено розрахункові значення величини y .

Таблиця 1.4

Розрахункові значення величини y

\bar{X} , мкм	5	10	20	40	80
y , мкм	0,1	0,2	0,4	0,8	1,6

Із залежностей (1.92) і (1.95) випливає, що з часом обробки τ величини a і y безперервно зменшуються, проте, з різною інтенсивністю. Так, інтенсивність зменшення величини y вища інтенсивності зменшення товщини зрізу a . Цим і пояснюється можливість зменшення величини y в процесі обробки аж до нуля.

За фізичною сутністю параметр a при абразивній обробці визначає максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні або параметр шорсткості обробки R_{max} . З цього випливає, що з часом обробки параметр R_{max} повинен зменшуватися, причому з меншою інтенсивністю, ніж величина пружного переміщення y . Це узгоджується з численними експериментальними даними, згідно з якими параметри шорсткості обробки R_{max} і R_a з часом обробки зменшуються, проте не достатньо інтенсивно. Наприклад, встановлено, що в процесі виходжування (при шліфуванні) відбувається достатньо інтенсивне знімання невіддаленого металу (зменшується величина y) в часі, тоді як параметр шорсткості обробки R_{max} зменшується несуттєво, а через певний час обробки стає практично постійним.

Отже, при нормальному здійсненні процесу обробки величина y прагне прийняти значення, рівне товщині зрізу a , що рівносильно параметру шорсткості обробки R_{max} , тобто за суттю, процес виходжування повинен забезпечити рівність значень параметрів y і R_{max} . Якщо процес різання (через

невиконання умови $a_z / \rho \geq 0,04$) припиниться раніше, то справедлива нерівність $y > R_{max}$. На рис. 1.30 показаний характер зміни параметрів y і $a = R_{max}$ з часом обробки (заштрихованим показана величина a).

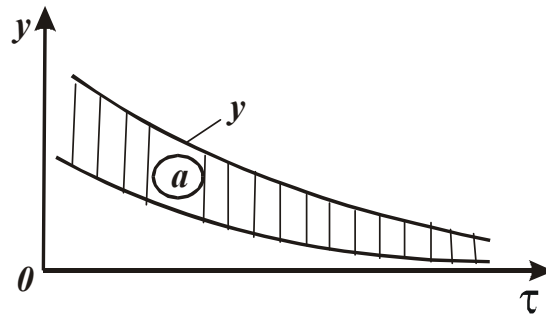


Рис. 1.30. Залежність y від τ

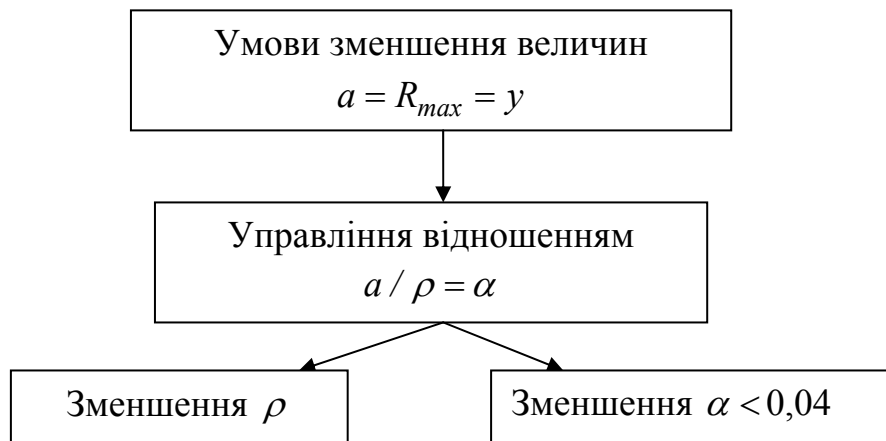


Рис. 1.31. Умови зменшення величин $a = R_{max} = y$

Таким чином, встановлено, що в кінцевому підсумку величина пружного переміщення y і параметр шорсткості обробки R_{max} визначаються із умови $a_z / \rho = 0,04$, розглядаючи $a = R_{max} = y$. Зменшити значення $a = R_{max} = y$ можна двома шляхами: зменшенням радіуса округлення різальної кромки ρ і граничного значення a_z / ρ , при якому можливий процес стружкоутворення (процес різання), рис. 1.31. У першому випадку необхідно використовувати методи, які забезпечують безперервне мікроруйнування різальних кромки абразивних або алмазних зерен в процесі обробки, що виключають затуплення зерен. У другому випадку необхідно використовувати методи обробки, які дозволяють зменшити граничне значення a_z / ρ , при якому можливий процес різання, тобто методи, що розширюють межі здійснення процесу різання.

1.7. Обґрунтування шляхів підвищення точності та продуктивності фінішної механічної обробки

При виготовленні відповідальних деталей машин найбільш важливою проблемою, як вже відзначалося в п.п. 1.5 – 1.6, залишається проблема забезпечення високої точності оброблюваних поверхонь [26]. І це незважаючи на те, що у виробництві використовуються достатньо досконалі верстати, інструменти, технологічні процеси. Дана проблема обумовлена, перш за все, наявністю пружної системи верстата – джерела виникнення пружних переміщень і коливань, що викликають похибки обробки. Виключити пружну систему верстата з технологічного процесу обробки практично неможливо. Тому основним шляхом підвищення точності обробки слід розглядати управління пружними переміщеннями й коливаннями при обробці [14].

Відомо, що пружне переміщення y в технологічній системі в радіальному напрямку дорівнює відношенню радіальної складової сили різання P_y і наведеної жорсткості системи c . Необмежено зменшуючи силу P_y , можна реалізувати умову $y \rightarrow 0$. Однак це вимагає суттєвого зменшення продуктивності обробки, що не завжди ефективно. У загальному вигляді сила P_y аналітично описується [26]:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S, \quad (1.96)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

S – площа поперечного перерізу зрізу, м².

Наприклад, при шліфуванні $S = Q / V_{кр}$, де Q – продуктивність обробки, м³/с; $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Виходячи із залежності (1.96), зменшити силу P_y без зменшення параметра S (або продуктивності обробки Q) можна зменшенням відношення $\sigma / K_{різ}$, що визначає інтенсивність силової напруженості механічної обробки.

Дане відношення пов'язано з відомим відношенням a_z/R обернено пропорційною залежністю, де a_z – товщина зрізу, м; R – радіус округлення вершини ріжучого зерна (або ріжучого інструменту). Отже, чим більше a_z і менше R , тим менше відношення σ/K_{piz} . Оскільки параметр a_z лінійно пов'язаний з S , зменшити силу P_y (без зменшення S) можна зменшенням параметра R , забезпечуючи високу гостроту ріжучого інструменту. Це досягається в першу чергу застосуванням лезових і абразивних інструментів з синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються надзвичайно високою твердістю та зносостійкістю.

Після перетворення залежності (1.96) величину пружного переміщення y можна подати у вигляді:

$$y = \frac{b}{c} \cdot (4 \cdot R \cdot HV)^{0,67} \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})^{0,33}, \quad (1.97)$$

где b – ширина різання, м;

c – приведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

HV , $\tau_{зсув}$ – відповідно, твердість і межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м².

Із залежності (1.97) впливають основні умови зменшення величини b , які полягають в зменшенні параметрів b , R , a_z і збільшенні c . Найбільше впливають на y параметри b і c . Однак, зменшення параметрів b і a_z пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати c і зменшувати R , як зазначалося вище.

При шліфуванні радіус округлення вершини ріжучого зерна R пов'язаний лінійною залежністю з розміром зерна абразивного або алмазного порошку, які використовуються при алмазно-абразивній обробці. Тому найважливішою умовою підвищення точності обробки необхідно розглядати зниження зернистості, що підтверджується експериментальними даними. Якщо всі можливості зменшення величини y за рахунок зменшення параметрів c і R вичерпані, то необхідно зменшити параметр b , потім a_z , тому що b в значно більшому ступені впливає на величину b , ніж a_z .

При точінні параметр b описується залежністю $b=t/\cos\varphi$, де t –

глибина різання, м; φ – кут різця в плані. Отже, зменшення b передбачає зменшення глибини різання t . При цьому необхідно, щоб відношення a_z/R було більше граничного значення, при якому різання нездійснено, а можливо лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу. Виходячи з цього залежність (1.97) може бути подана:

$$y = \frac{R \cdot b}{c} \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{зсуг})^{0,33}; \quad (1.98)$$

де $\alpha = a_z/R$ – коефіцієнт, що визначає умови переходу від пружно-пластичного деформування металу до процесу різання (за експериментальними даними ряду досліджень $\alpha > 0,04$).

При заданому значенні α зменшити величину y можна зменшенням параметрів R , b і збільшенням c , які однаково впливають на y . При забезпеченні найменшого значення $R \cdot b/c$ залежність (1.98) визначає мінімально можливе значення y , що досягається в процес різання.

Із залежності (1.97) випливає, що вирішити проблему підвищення точності обробки при одночасному забезпеченні високої продуктивності можна за рахунок зменшення ширини зрізу b та збільшення товщини зрізу a_z , оскільки ці параметри з різним ступенем входять в залежність.

Для порівнянні з механічною обробкою лезовим інструментом важливо провести аналіз залежності (1.97) для різних процесів алмазно-абразивної обробки. Очевидно, найменші значення параметрів R і a_z можна досягти при обробці вільним абразивом або інструментом зі зв'язаним дрібнозернистим абразивом, виготовленим гальванічним методом. Ці інструменти (шліфувальні круги) забезпечують одношарове (одновисотне) розташування ріжучих зерен, чого не забезпечують традиційні абразивні й алмазні круги.

Більш високі значення R при шліфуванні вимагають збільшення параметра a_z для забезпечення умови мікрорезання $a_z/R = \text{const}$. Звідси випливає, що шліфування має суттєві обмеження з точки зору досягнення високої точності обробки. При цьому слід зазначити, що при шліфуванні оброблюваний матеріал контактує зі зв'язкою круга, а це додатково збільшує силу різання та величину пружного переміщення. Щоб виключити (або

зменшити) тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, на практиці вдаються до різних засобів: застосовують ефективні технологічні середовища та методи правки круга, використовують зв'язки круга, які забезпечують режим його самозагострювання.

Важливим резервом підвищення ефективності шліфування є застосування алмазних кругів на металевих зв'язках. Ці круги за рахунок більш міцного утримання зерен зв'язки дозволяють збільшити товщину одиничного зрізу a_z . Це створює ефект зниження величини y при одночасному збільшенні продуктивності обробки, відповідно до залежності (1.97). Однак, як показує практика, дані алмазні круги в процесі шліфування швидко затупляються й засалюються, тому можуть бути ефективно використані за умови їх безперервної або періодичної правки за рахунок використання алмазного електроерозійного шліфування, заснованого на введенні в зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів.

Для оцінки технологічних можливостей цього перспективного методу обробки були проведені комплексні експериментальні дослідження алмазного електроерозійного шліфування виробів із твердих сплавів на операціях плоского, круглого зовнішнього та внутрішнього шліфування. Найбільший ефект був досягнутий при внутрішньому шліфуванні, яке характеризується відносно низькою жорсткістю технологічної системи й швидкою втратою ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці, що має невелику ріжучу поверхню. Наприклад, при звичайному шліфуванні алмазним кругом на міцній металевій зв'язці М2-01 протягом 8 хвилин продуктивність обробки зменшилася в 5 разів. Введення в зону різання додаткової електричної енергії постійного струму дозволило, по-перше, стабілізувати продуктивність в часі, по-друге, домогтися її збільшення порівняно зі звичайним шліфуванням (без струму) і наблизити фактичне значення до номінального значення. Цим вдалося істотно зменшити силу різання та пружні переміщення в технологічній системі. Виходячи із залежності (1.96), зменшення сили P_y відбулося за рахунок зменшення відношення σ / K_{piz} , тобто збільшення відношення a_z / R .

Виходячи із залежності (1.98), зменшення величини y відбулося за рахунок підвищення гостроти ріжучих зерен круга, тобто зменшення радіусу їх округлення R . Збільшення коефіцієнта $\alpha = a_z / R$ в даному випадку не призвело

до збільшення величини y , тому що α входить в залежність (1.98) з меншим ступенем, ніж R .

На основі проведених експериментальних досліджень встановлено, що основний ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає в забезпеченні своєчасного видалення з робочої поверхні круга затуплених зерен і усунення тертя металевої зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Це створює умови зменшення силової напруженості процесу та підвищення продуктивності й точності обробки. Розроблені технології алмазного електроерозійного шліфування твердосплавних інструментів та інших виробів [16], а також технології алмазно-абразивної обробки використовуються на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" та інших підприємствах.

Таким чином, виходячи із залежності (1.98), можна зробити висновок, що домогтися зменшення величини пружного переміщення y (тобто підвищити точність обробки) можна зменшенням параметрів t , R і збільшенням c . Однак зменшення глибини різання t веде до зниження продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати жорсткість технологічної системи c і зменшувати радіус округлення різальної кромки інструмента R . Оскільки величина c обмежена, основним шляхом зменшення величини пружного переміщення y слід розглядати зменшення R , тобто необхідно забезпечити високу гостроту ріжучої кромки інструменту. Це досягається застосуванням як лезових, так і абразивних інструментів. Безсумнівно значними можливостями в цьому напрямку володіють алмазно-абразивні інструменти завдяки високій гостроті різальних кромок алмазних зерен. При цьому важливо забезпечити своєчасне видалення з робочої поверхні алмазного круга затуплені зерна, що мають збільшене значення радіуса R . Наведена залежність (1.98) відкриває нові можливості аналізу та вибору оптимальних способів фінішної обробки. Наприклад, зі зміною радіуса R можна проаналізувати з єдиних позицій всі відомі методи лезової та абразивної обробки з точки зору забезпечення максимальної точності та продуктивності обробки.

Надзвичайно важливе значення має управління коефіцієнтом α шляхом встановлення правильного співвідношення між товщиною зрізу a_z і радіусом округлення різальної кромки інструмента R . Отримані теоретичні рішення покладено в основу методики вибору ефективних способів фінішної обробки, що використовуються при виготовленні високоточних деталей.

2. РОЗРОБКА ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ НА ОСНОВІ ОТРИМАНИХ ТЕОРЕТИЧНИХ РІШЕНЬ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ ТА ЯКОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН, ВИГОТОВЛЕНИХ ІЗ МАТЕРІАЛІВ З ПІДВИЩЕНИМИ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ, НА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ОПЕРАЦІЯХ ЛЕЗОВОЇ ОБРОБКИ

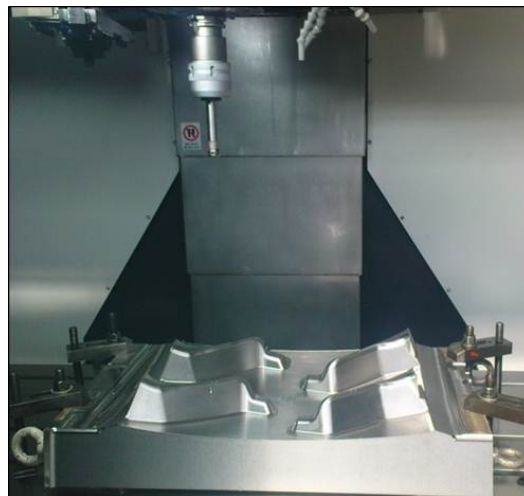
2.1. Підвищення ефективності механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм

Впровадження сучасних збірних твердосплавних різальних інструментів і обладнання з ЧПУ дозволило вирішити в ПАТ "Дніпрполімермаш" (м. Дніпро) проблему створення складнопрофільних робочих поверхонь сектора (елемента) прес-форми для шини діаметром 2 200 мм (рис. 2.1).

За чинною технологією обробка виконувалася на протязі 180 годин [5; 19]. Впровадження нової технології дозволило виключно за рахунок підвищення режимів різання та зменшення кількості проходів скоротити машинний час до 15,5 годин (рис. 2.2) та підвищити продуктивність обробки без погіршення якості та точності оброблених поверхонь. В результаті досягнуто зменшення машинного часу в 11,5 разів, тобто підвищення продуктивності обробки в 11,5 разів, що дало можливість підприємству виграти тендер на поставку виробів вартістю в мільйони доларів.



а



б

Рис. 2.1. Сектор в зібраному вигляді (а) і його обробка на верстаті (б)

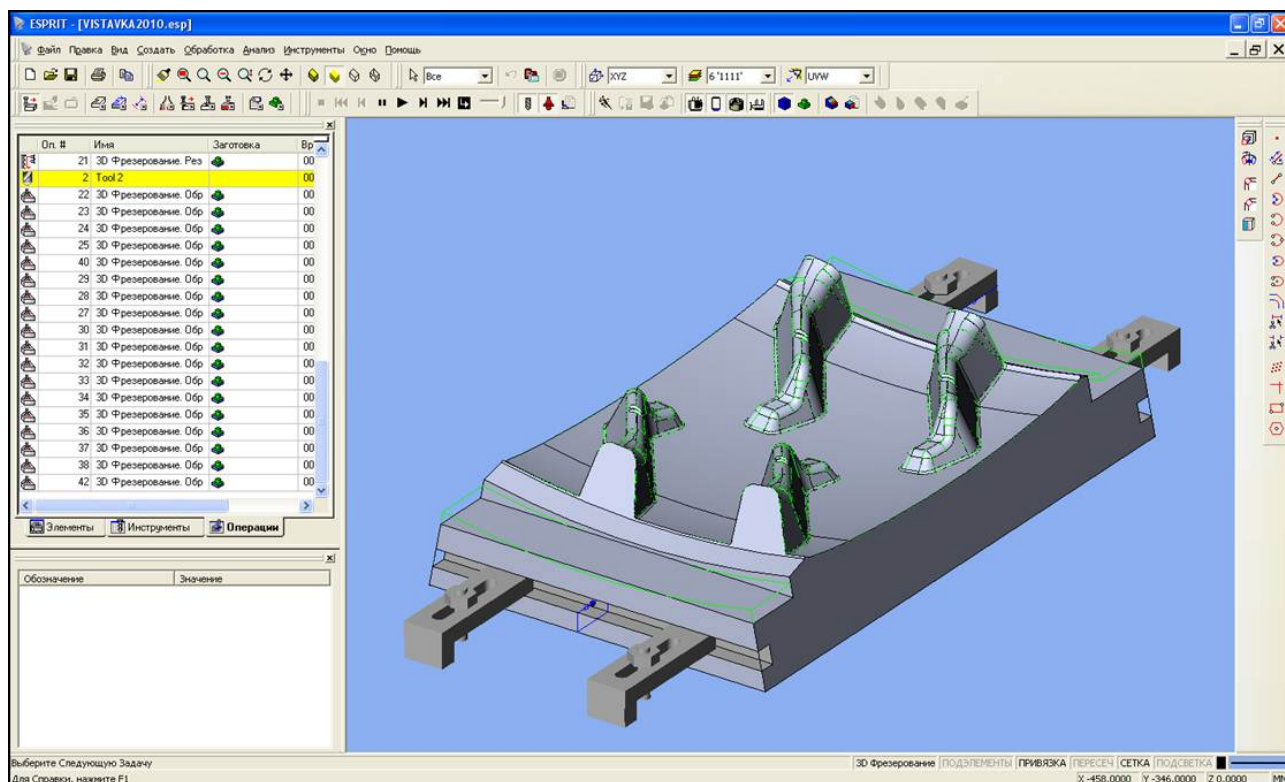


Рис. 2.2. Траекторії руху інструменту в САМ системі Esprit

Ефект обумовлений застосуванням нових збірних твердосплавних інструментів спільного виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) і ТОВ ТЦ "ВаріУс" (м. Дніпро): торцевої фрези $\varnothing 100$ мм з механічним кріпленням пластин SCRM90TN 6100-32R-22 (рис. 2.3,а); кінцевої фрези $\varnothing 32$ мм з механічним кріпленням пластин TE90AP 332-32-17-L (рис. 2.3,б); сферичної фрези $\varnothing 25$ мм з механічним кріпленням пластини TBN 250-32M (рис. 2.3,в).

Застосовуються пластини зі зносостійкими покриттями (сплав TT9080, рис. 2.3,г), що забезпечують високу стійкість різальних інструментів. Чорнова обробка здійснюється торцевою фрезою $\varnothing 100$ мм з режимом різання: швидкість різання $V = 140$ м/хв ($n = 440$ об./хв); подача на зуб $S_z = 0,11$ мм/зуб; подача столу $S = 300$ мм/хв; глибина – 6 мм; ширина – 70 мм.

Напівчистова обробка здійснюється кінцевою фрезою $\varnothing 32$ мм із режимом: швидкість різання $V = 170$ м/хв ($n = 1\,700$ об./хв); подача на зуб $S_z = 0,2$ мм/зуб; подача столу $S = 1000$ мм/хв; глибина – 1 мм; ширина – 23 мм.

Чистова обробка здійснюється кінцевою фрезою $\varnothing 21$ мм з режимом: швидкість різання $V = 330$ м/хв ($n = 5\,000$ об./хв); подача на зуб $S_z = 0,4$ мм/зуб; подача столу $S = 3900$ мм/хв; глибина – 0,3 мм; ширина – 0,5 мм.

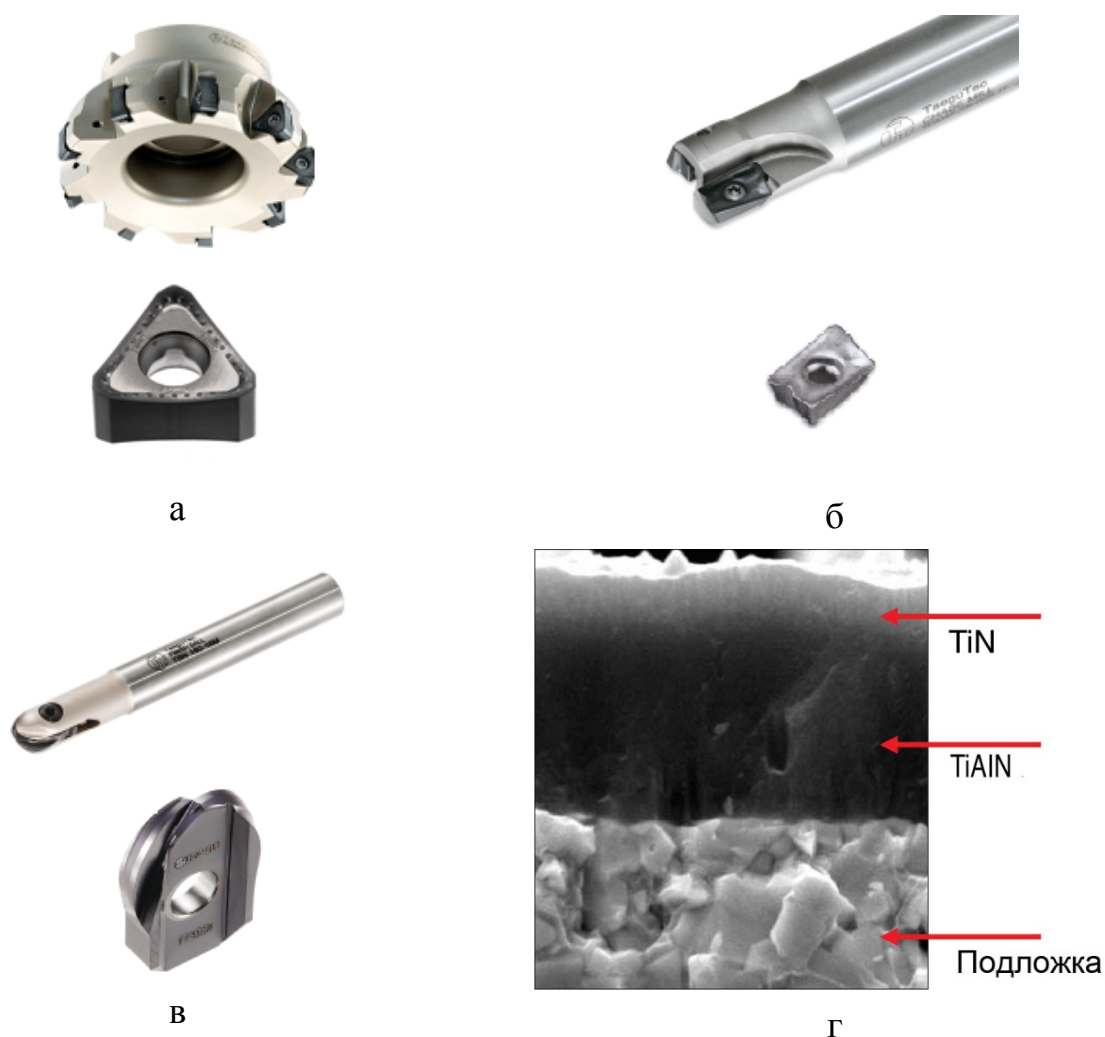


Рис. 2.3. Застосовувані ріжучі інструменти (а, б, в) і структура сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям (г)

Чистова обробка здійснюється із застосуванням сферичної фрези $\text{Ø}25$ мм з режимом різання: швидкість різання $V = 390$ м/хв; подача на зуб $F_Z = 0,3$ мм/зуб; оберти шпинделя $S = 5000$ об./хв; подача столу $F = 3\,000$ мм/хв; глибина – 1 мм; ширина – 0,35 мм.

У роботі застосовано нестандартні підходи до контролю якості – впроваджено САМ системи ESPRIT (рис. 2.4). Застосування даного програмного засобу дозволяє виключити необхідність проміжних вимірів в процесі обробки деталі, що додатково підвищує продуктивність праці.

Таким чином, наведені приклади наочно показують, що застосування сучасного обладнання та збірних твердосплавних інструментів відкриває нові технологічні можливості в інтенсифікації процесів механічної обробки деталей з важкооброблюваних матеріалів. В результаті досягається багаторазове

збільшення продуктивності та зниження собівартості обробки при забезпеченні високих вимог за точністю та якістю оброблюваних поверхонь.

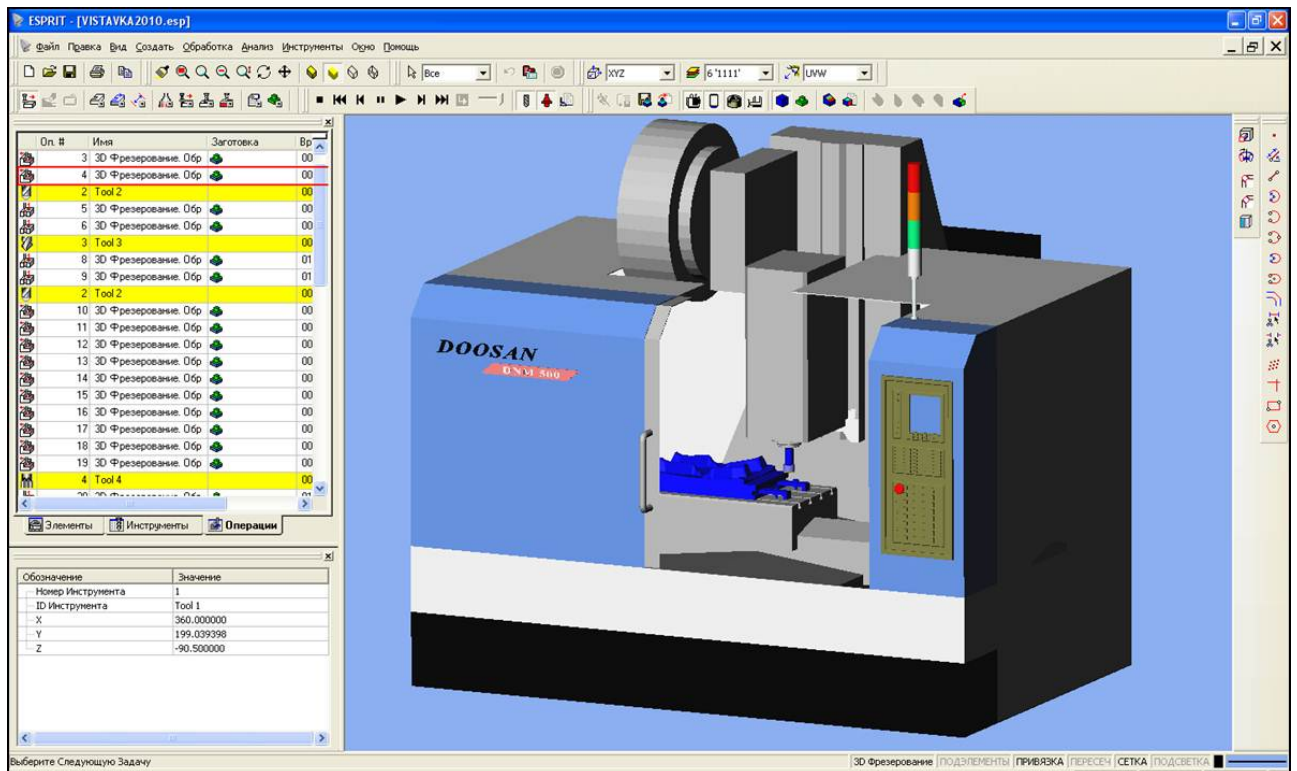


Рис. 2.4. Контроль і симуляція обробки в САМ системі Esprit

2.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "упор передній"

Одним із прикладів ефективного використання сучасних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями слід розглядати фрезерування площин і уступів корпусної деталі "упор передній", виготовленої зі сталі 20ГЛ (легованої сталі для виливків). Хімічний склад і механічні властивості даної сталі наведено в табл. 2.1 і табл. 2.2.

Таблиця 2.1

Хімічний склад в % сталі 20ГЛ

C	Si	Mn	S	P
0,15 – 0,25	0,2 – 0,4	1,2 – 1,6	до 0,04	до 0,04

Механічні властивості сталі 20ГЛ (при температурі $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Сортамент	Твердість	Тимчасовий опір	Межа пропорційності	Відносне подовження при розриві	Відносне звуження	Ударна в'язкість	Термо-обробка
	$\text{HB} \cdot 10^{-1}$, МПа	σ_{σ} , МПа	σ_T , МПа	δ_s , %	ψ , %	кДж/м ²	
Виливки К-25 ГОСТ 977-88	143 – 187	540	275	18	25	491	Нормалізація 880 – 900 °С, Відпуск 600 – 650 °С

Відповідно до існуючої технології, обробка розглянутої деталі здійснюється на вертикально-фрезерному верстаті моделі 6Р13 (рис. 2.5) з використанням кінцевих і торцевої фрез (рис. 2.6). Загальний вигляд заготовки та обробленої деталі показано на рис. 2.7. На рис. 2.8 наведено 3D модель деталі в пристосуванні і 3D модель деталі.



Рис. 2.5. Вертикально-фрезерний верстат моделі 6Р13



Рис. 2.6. Кінцеві (а) і торцева (б) фрези



Рис. 2.7. Загальний вигляд заготовки (а) та обробленої деталі (б)

Основний недолік існуючої технології фрезерування – висока трудомісткість обробки в зв'язку з підвищеними фізико-механічними властивостями оброблюваного матеріалу і низькою стійкістю застосовуваних інструментів. З метою зменшення трудомісткості обробки запропоновано фрезерування площин деталей виконувати збірною торцевою фрезою $\varnothing 63$ мм TFMRY 463-22R-20 спільного виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) і

ТОВ ТЦ "ВаріУс" (м. Дніпро) (рис. 2.9), оснащеною круглими твердосплавними пластинами (рис. 2.10). Загальний вигляд використовуваного оправлення BT40 40 SEM 22 60 та його характеристики наведено на рис. 2.11.

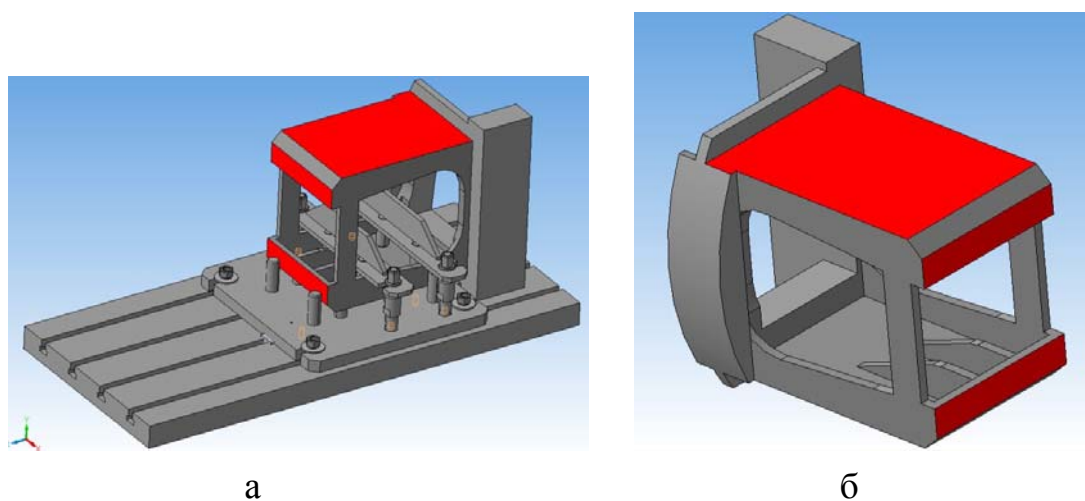
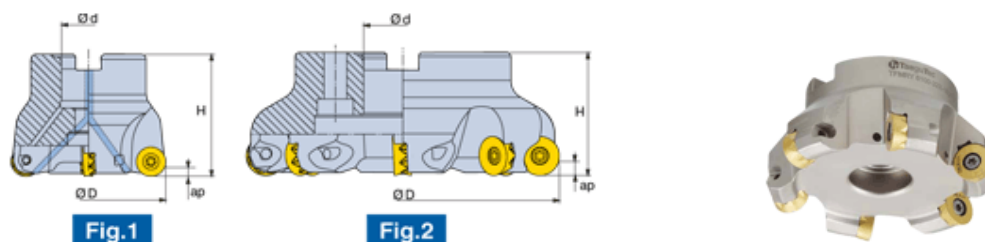
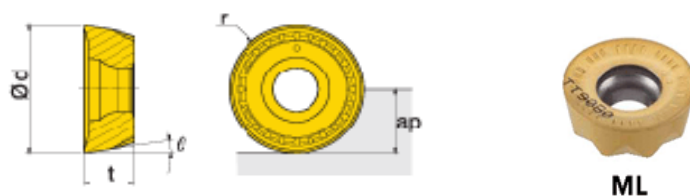


Рис. 2.8. 3D модель деталі в пристосуванні (а) і 3D модель деталі (б)



r	Z	D	d	H	ap	СОЖ	Рис	kg
10.00	4	63.00	22.000	50	10.00	О	1	0.459

Рис. 2.9. Фреза торцева \varnothing 63 мм



r	d	t	ap	Рис
10.00	20.000	7.000	10.00	2

Рис. 2.10. Твердосплавна пластина з ТТ9080



D1	L	L1	D	G
22.00	60.00	0.00	47.00	M16

Рис. 2.11. Оправлення

Твердий сплав ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого кольору) використовувався як інструментальний матеріал. Цей твердий сплав є універсальним, його ефективною областю застосування є обробка фактично всіх видів сталей і чавунів. На рис. 2.12 показано структуру твердого сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN.

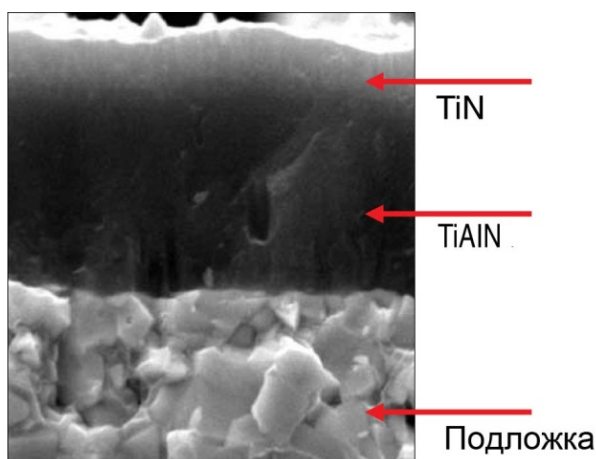


Рис. 2.12. Структура твердого сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN

Твердий сплав ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого кольору) використовувався як інструментальний матеріал. Цей твердий сплав отримав широке застосування при обробці всіх видів сталей (по ISO: P10-P40). Структуру твердого сплаву ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN / TiN показано на рис. 2.13.

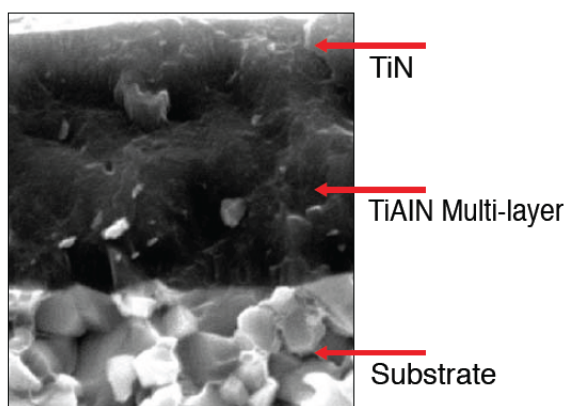


Рис. 2.13. Структура твердого сплава ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN

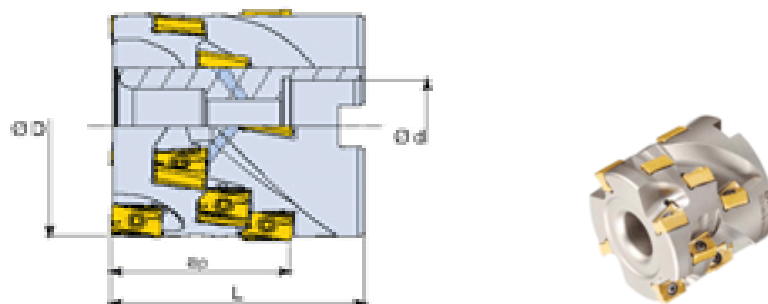
Фрезерування площин деталей здійснювалося на сучасному обробному центрі DOOSAN DNM500 (рис. 2.14) з використанням режиму різання: швидкість різання $V = 150$ м/хв ($n = 760$ об./хв); подача на зуб $S_z = 0,1$ мм/зуб; подача $S = 305$ мм/хв [8].



Рис. 2.14. Обробний центр DOOSAN DNM500

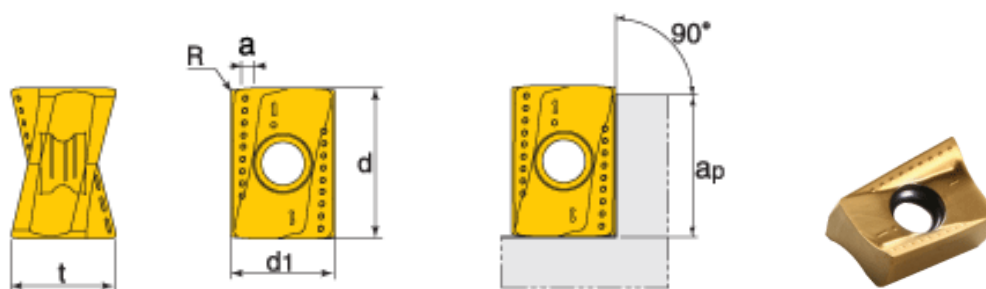
Фрезерування уступів на деталі запропоновано здійснювати фрезою кукурудзяною $\varnothing 63$ мм TES D63-56-27R-AN16 (рис. 2.15), оснащеною пластинами ANHX 160708R-M ТТ7080 (рис. 2.16). При цьому використовувалося оправлення BT40 SEMC 27 55 (рис. 2.17). Тверді сплави ТТ9080 і ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого кольору) використовувалися як інструментальні матеріали. Обробка уступів на деталі

здійснювалася на сучасному обробному центрі DOOSAN DNM500 (рис. 2.14) з використанням наступного режиму різання: швидкість різання $V = 120$ м/хв ($n = 605$ об./хв); подача на зуб $S_z = 0,1$ мм/зуб; подача $S = 180$ мм/хв.



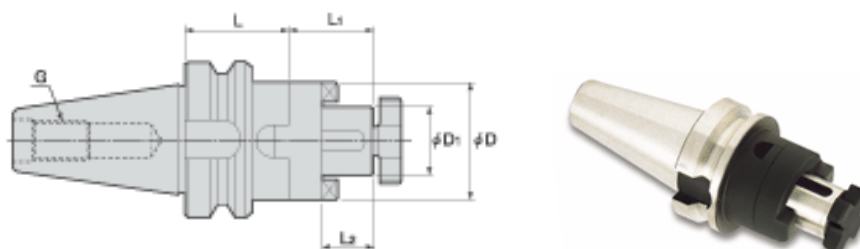
Зубьев	Z	D	d	L	ap
3	12	63.00	27.000	80.00	56.00

Рис. 2.15. Фреза кукурудзяна Ø 63 мм TES D63-56-27R-AN16



d	d1	a	t	r	ap
16.000	11.00	1.40	10.600	0.80	15.00

Рис. 2.16. Пластина ANHX 160708R-M TT7080



D1	L	L1	L2	D	G
22.00	53.00	0.00	19.0	40.00	M16

Рис. 2.17. Оправлення BT40 SEMC 27 55

Впровадження в основне виробництво Папаснянського вагоноремонтного заводу запропонованої технології фрезерування площин і уступів деталей дозволило зменшити машинний час обробки з 40 хвилин (за існуючою технологією) до 16 хвилин, тобто в 2,5 рази.

2.3. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "циліндр"

Основним недоліком виготовлення деталей гідравлічних систем є низька продуктивність і висока трудомісткість їх механічної обробки. Значною мірою це відноситься до обробки деталі "циліндр", виробництво якої освоєно в ПАТ "Насосенергомаш". На рис. 2.18 показано креслення і 3D модель заготовки, а на рис. 2.19 – креслення і 3D модель деталі. Фотографії заготовки і деталі наведено на рис. 2.20.

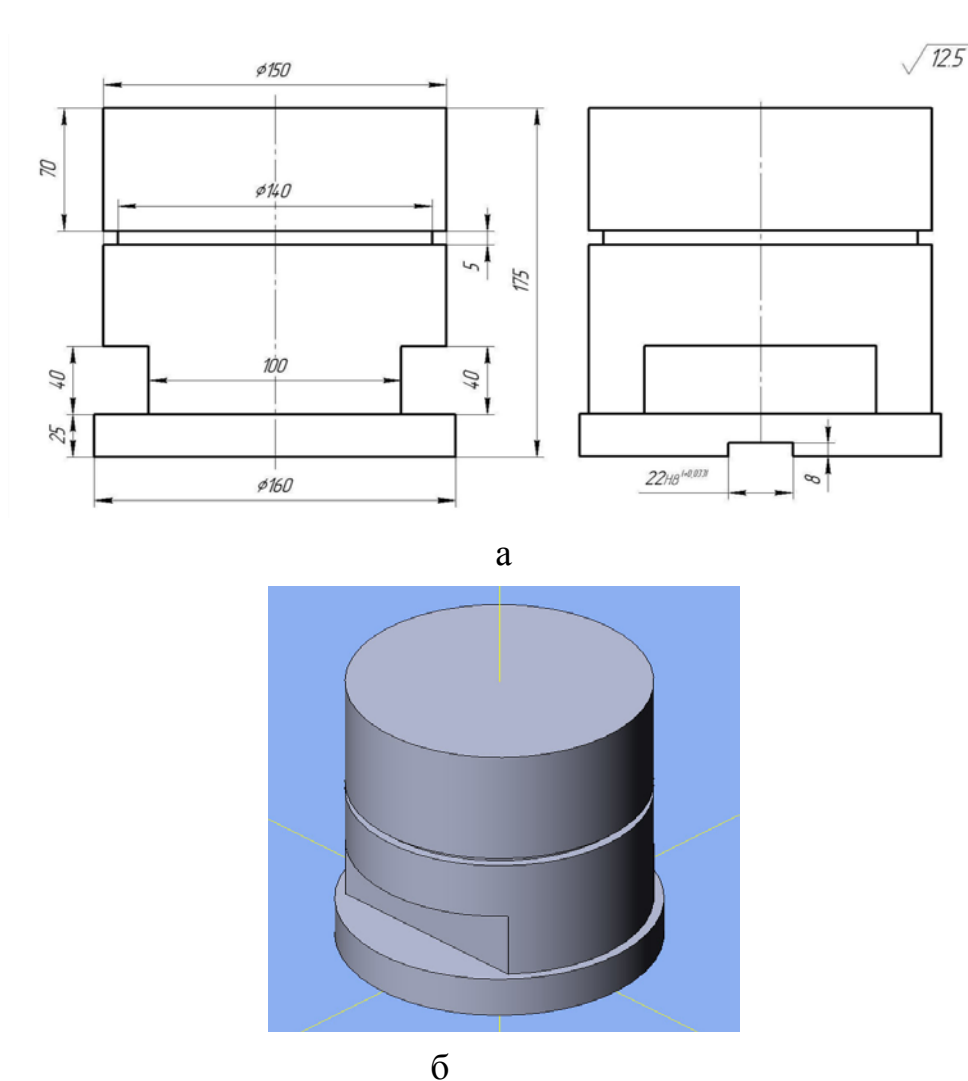
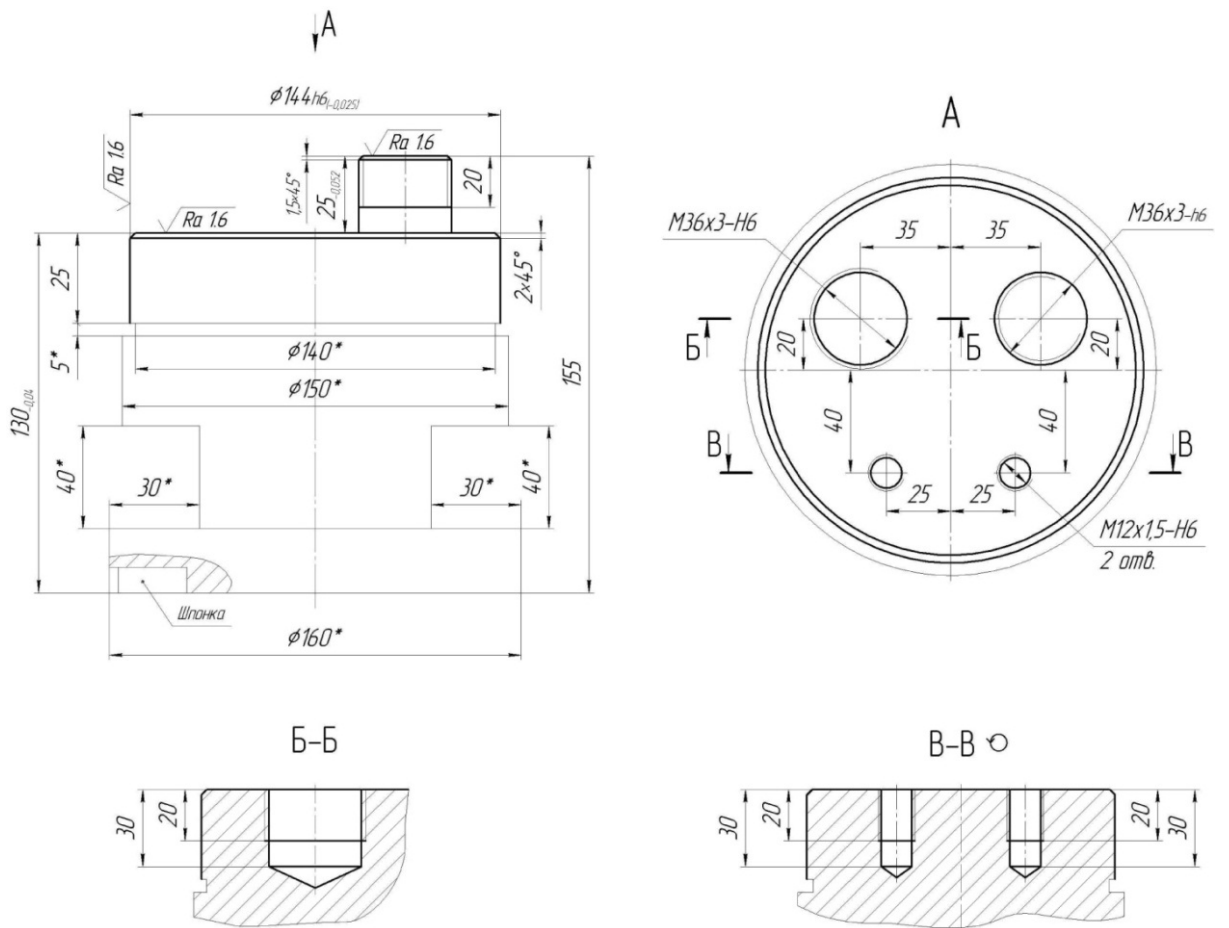
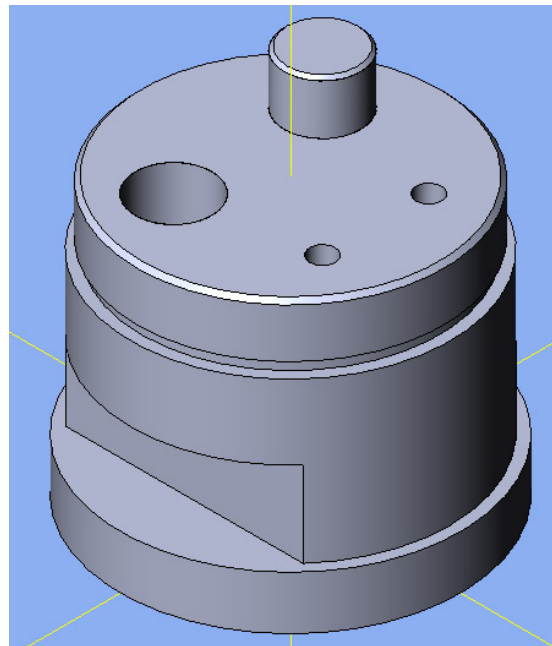


Рис. 2.18. Креслення (а) та 3D модель (б) заготовки

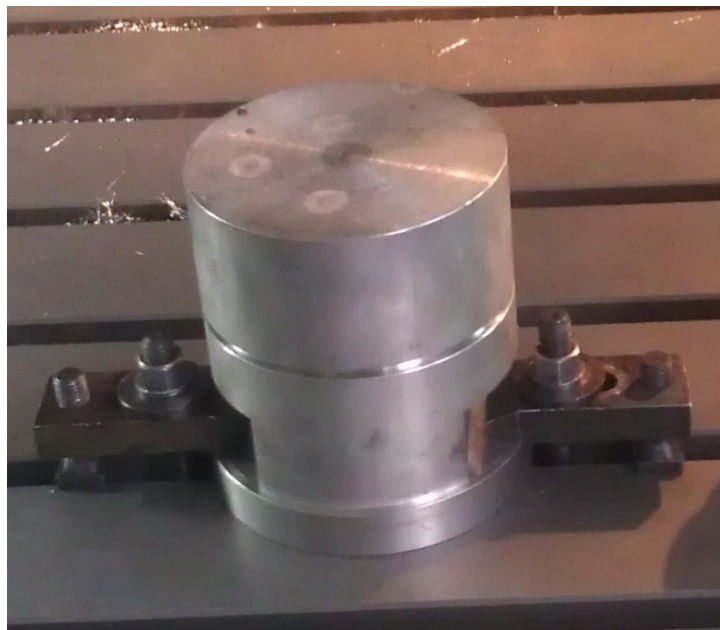


a



б

Рис. 2.19. Креслення (а) та 3D модель (б) деталі "циліндр"



а



б

Рис. 2.20. Фотографії заготовки (а) і деталі "циліндр" (б)

Розглянута деталь виготовляється з конструкційної вуглецевої якісної сталі 45. Хімічний склад, механічні та фізичні властивості сталі 45 наведено в табл. 2.3 – табл. 2.5.

Таблиця 2.3

Хімічний склад сталі 45

C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Cu	As
0,42 – 0,5	0,17 – 0,37	0,5 – 0,8	до 0,3	до 0,04	до 0,035	до 0,25	до 0,3	до 0,08

Таблиця 2.4

Механічні властивості сталі 20ГЛ (при температурі $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Сортамент	Твердість $\text{HV}\cdot 10^{-1}$, МПа	Тимчасовий опір σ_{σ} , МПа	Відносне подовження при розриві δ_s , %	Відносне звуження ψ , %
Прокат відпалений ГОСТ 1050-88	207	540	13	40

Таблиця 2.5

Фізичні властивості сталі 45

Темпе- ратура T , град	Модуль пружності $E\cdot 10^{-5}$, МПа	Коефіцієнт теплового розширення $\alpha\cdot 10^{-6}$, град $^{-1}$	Коефіцієнт теплопровідності λ , Вт/(м·град)	Щільність ρ , кг/м 3	Питома теплоємність c , Дж/(кг·град)
20	2			7 826	
100	2,01	11,9	48	7 799	473
200	1,93	12,7	47	7 769	494
300	1,9	13,4	44	7 735	515
400	1,72	14,1	41	7 698	536
500		14,6	39	7 662	583
600		14,9	36	7 625	578
700		15,2	31	7 587	611
800			27	7 595	720
900			26		708

Традиційно обробка деталі "циліндр" здійснюється на вертикально-фрезерному верстаті з ЧПУ моделі ГФ-2171 (рис. 2.21) з використанням кінцевих фрез, свердел, мітчиків і плашок вітчизняного виробництва (рис. 2.22).



Рис. 2.21. Вертикально-фрезерний станок з ЧПУ моделі ГФ-2171



а



б



в

Рис. 2.22. Застосовувані різальні інструменти:
кінцеві фрези (а), мітчик і плашка (б), свердла (в)

З метою підвищення ефективності обробки даної деталі запропоновано використовувати сучасні збірні твердосплавні різальні інструменти спільного виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) і ТЦ "ВаріУс" (м. Дніпро) (рис. 2.23).



Рис. 2.23. Використовувані сучасні різальні інструменти

Різальні частини інструментів виготовлено з твердого сплаву TT9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN, з твердих сплавів TT1040 (за ISO: P05-P20, K05-K20, H05-H25) і TT9030 (за ISO: P15-P35, M10-M30, S15-S25) зі зносостійким покриттям PVD TiAlN (чорного кольору). Ефективною областю застосування цих твердих сплавів є високошвидкісна обробка сталей, чавунів і загартованих сталей з твердістю до HRC 70. Застосовувався також твердий сплав без покриття UF10 (за ISO: N20-N30). Його структуру показано рис. 2.24.

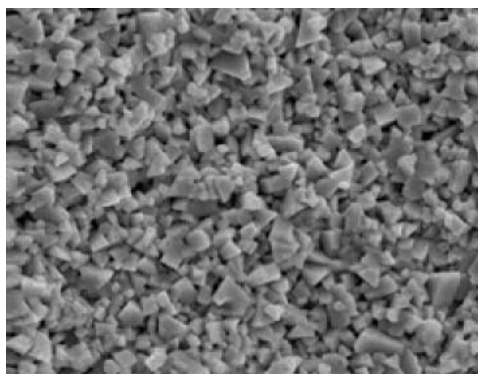
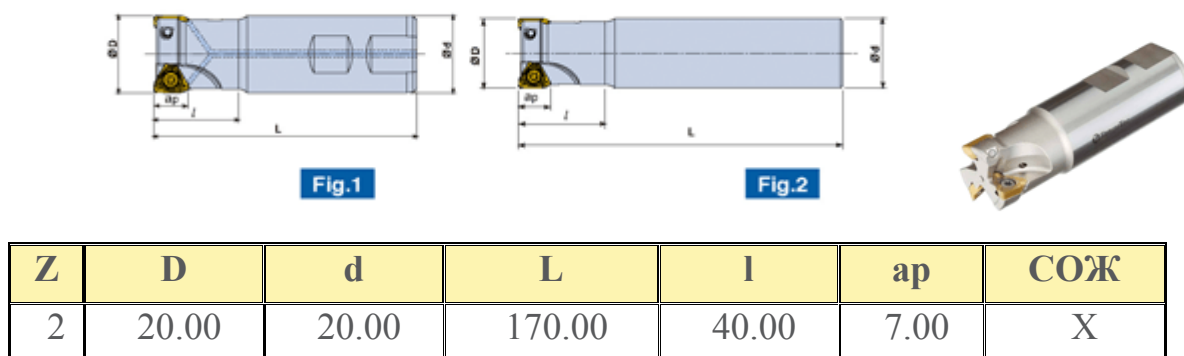


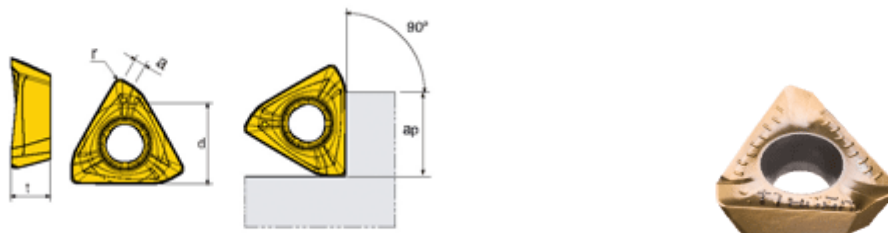
Рис. 2.24. Структура твердого сплаву UF10

Фрезерування площини (розмір $\varnothing 140$), попереднє фрезерування отвору діаметром $\varnothing 144$ під різьбу M36 (внутрішню і зовнішню) здійснювалося кінцевою фрезою $\varnothing 20$ ЗР ТЕ90-220-20-10-L170, оснащеною твердосплавними пластинами ЗРКТ 100408R-М TT7080 з трьома різальними кромками (рис. 2.25). При цьому використовувалися оправлення BT50 ТМС 32-135 і цанга CSR 32-20 (рис. 2.26).



Z	D	d	L	l	ap	СОЖ
2	20.00	20.00	170.00	40.00	7.00	X

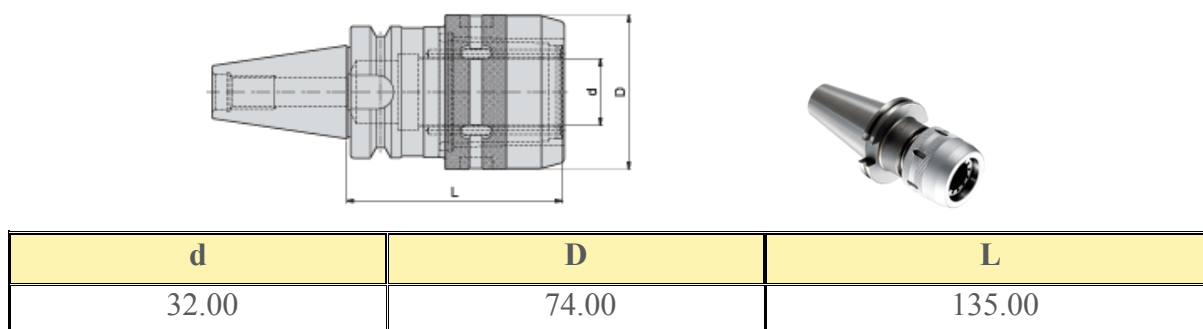
а



d	t	a	r	ap
6.90	4.000	0.90	0.80	7.00

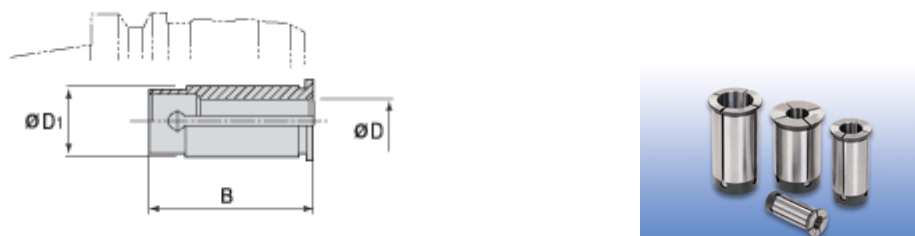
б

Рис. 2.25. Фреза кінцева (а) і твердосплавна пластина з трьома різальними кромками (б)



d	D	L
32.00	74.00	135.00

а

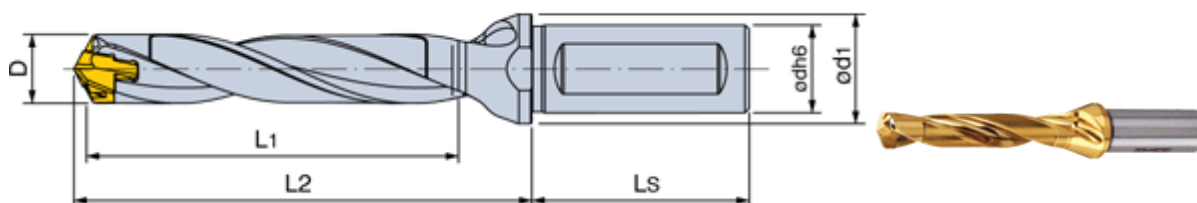


D	D1	B
20.00	32.00	65.00

б

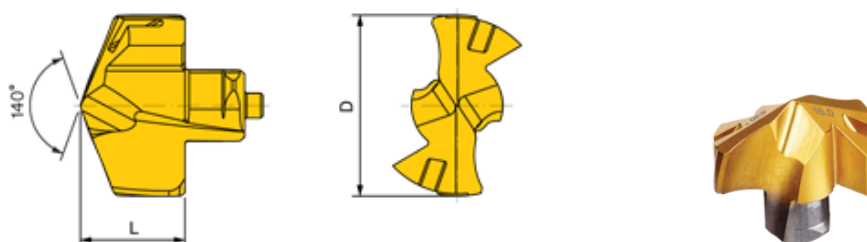
Рис. 2.26. Оправлення (а) і цанга (б)

Свердління 2-х отворів під різьбу M12 здійснювалося свердлом $\varnothing 10,3$ TCD 100-104-16T3-5D і коронкою TCD-103-P TT9080 (рис. 2.27). При цьому використовувалися оправлення BT50 ER 32 125 і цанга ER32 SEAL 15-16 (рис. 2.28).



Dmin	Dmax	L	d	d1	L1	Ls	Po.Size
10.000	10.400	50.00	16.00	20.0	66.2	48.00	10

а



D	L	Po.Size
10.30	6.200	10

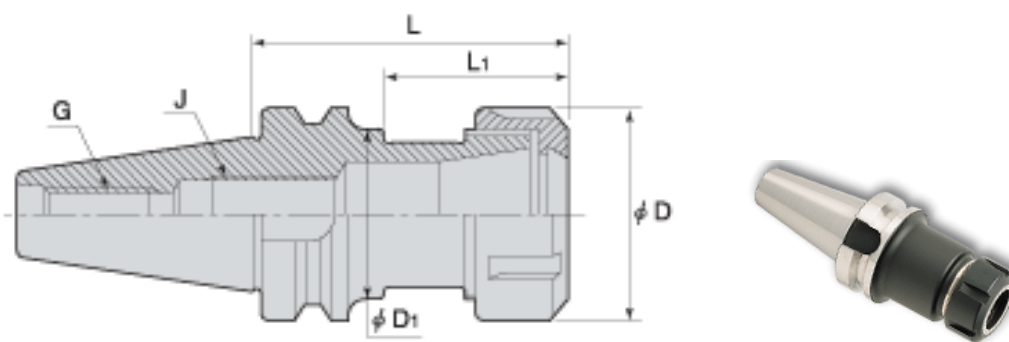
б

Рис. 2.27. Свердло (а) і коронка (б)

Чистове фрезерування отвору $\varnothing 144$ під різьбу M36 здійснювалося фрезою $\varnothing 18$ HES 4180T TT9030 з використанням оправки BT50 ER 32×125 і цанги ER32 SPR 19-20AA (рис. 2.29).

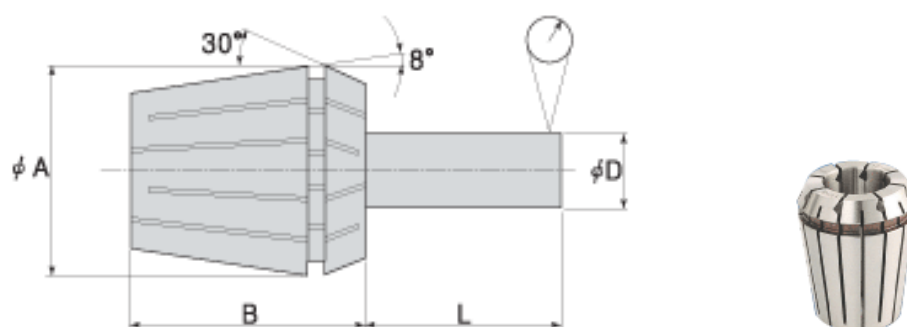
Фрезерування фасок 1,5×45 і 2×45, центрування отвору і розмітка здійснювалися фасковою фрезою $\varnothing 12$ SEM 2120 UF10 із застосуванням оправлення BT50 ER 32×125 і цанги ER32 SPR 11-12 (рис. 2.30).

Нарізування внутрішньої різьби M36×3 здійснювалося різьбофрезою TMTSR 0025 K21, оснащеною твердосплавною пластиною TMT21 I 3.0 ISO TT9030, з використанням оправлення BT50 ER 32 125 і цанги ER32 SPR 19-20 AA (рис. 2.33).



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

a

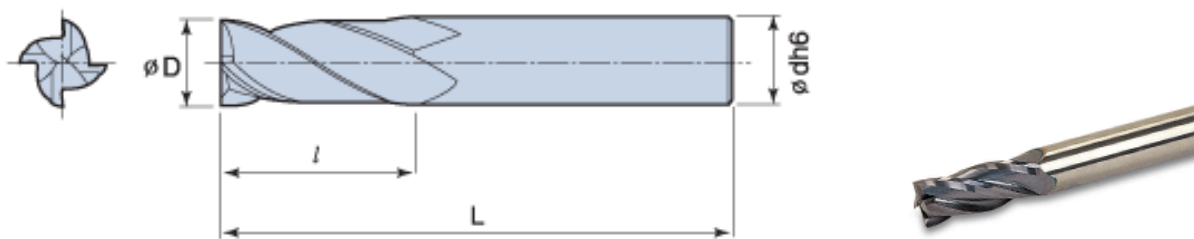


d min	d max	S s
15.00	16.00	ER 32

б

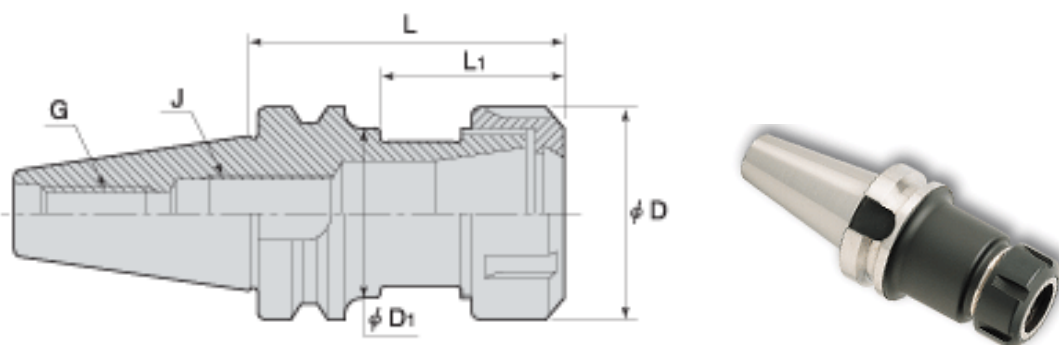
Рис. 2.28. Оправлення (а) і цанга (б)

Обробка деталі "циліндр" за новою технологією здійснювалася на обробному центрі DOOSAN VM960 (рис. 2.34). Оброблену деталь в Esprit показано на рис. 2.35. Контроль лінійних розмірів проводився за допомогою вимірювального інструмента виробництва IDF, такого як: штангенциркуль з цифровою індикацією ШЦЦ-І діапазон 0–250 мм (ціна поділки 0,01 мм); вимірювач шорсткості TR-100; шаблон для контролю фасок; калібр-пробка ГОСТ 16093-70.



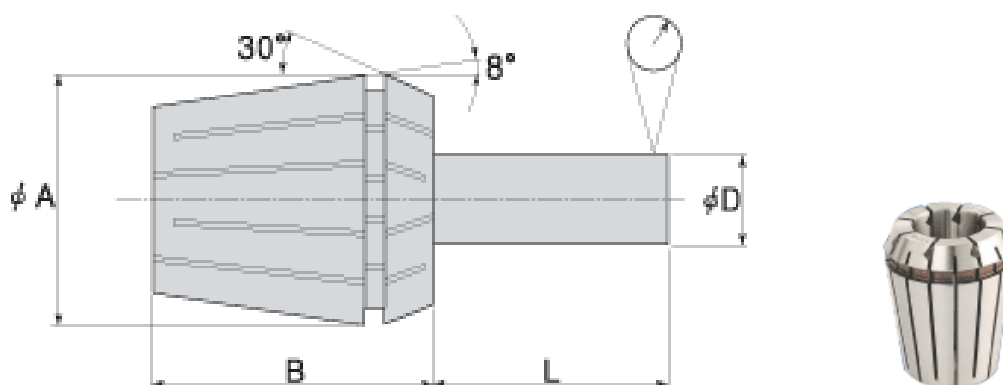
D	L	l	d
18.00	110.00	45.00	20.00

a



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

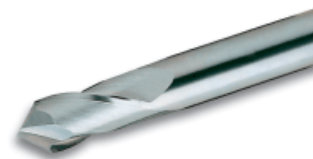
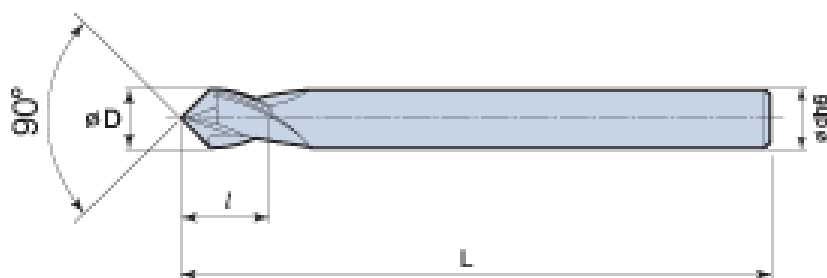
б



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

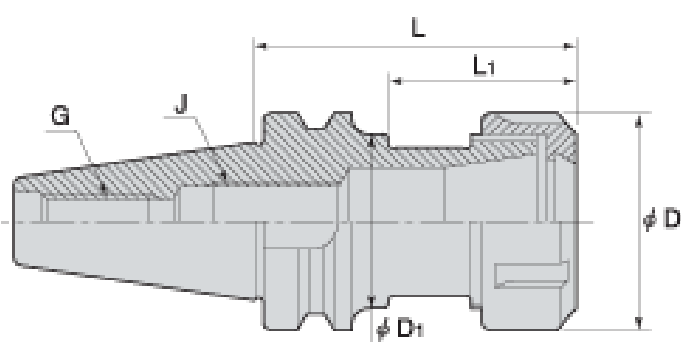
в

Рис. 2.29. Фреза (а), оправлення (б) і цанга (в)



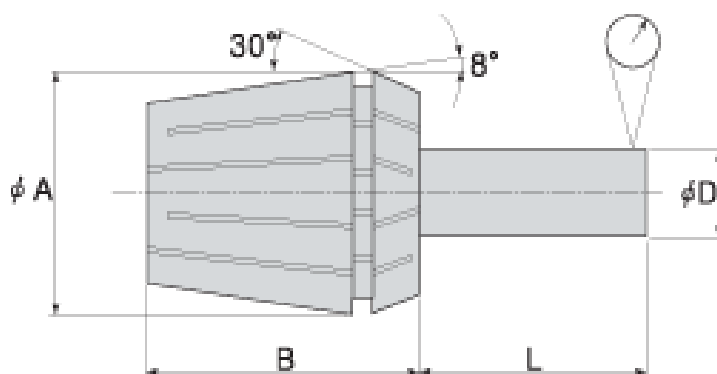
D	L	l	d
12.00	110.00	18.00	12.00

a



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

б



d min	d max	S s
11.00	12.00	ER 32

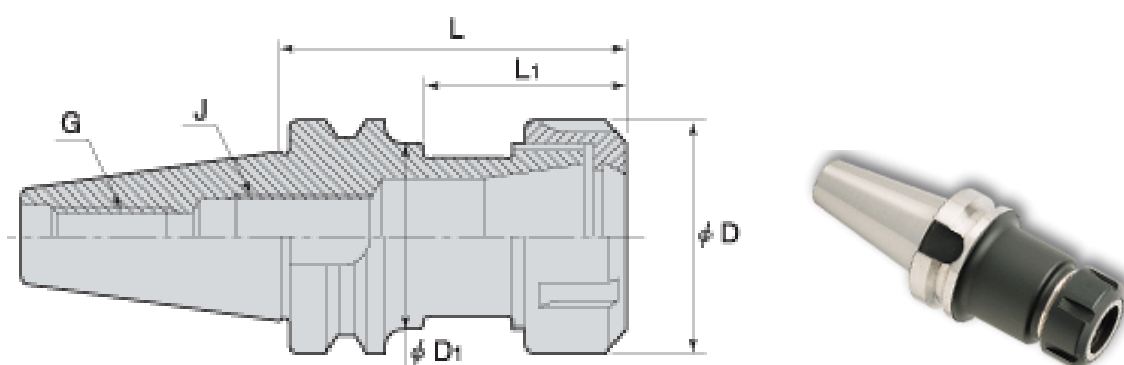
в

Рис. 2.30. Фаскова фреза (а), оправлення (б) і цанга (в)



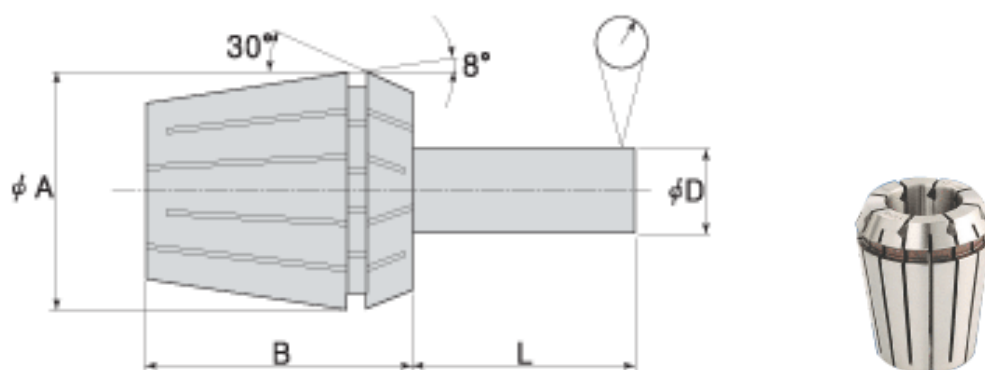
Шар	0	0	d	Style 1	D	Зубья	ap	L
1.50	M10	>12	8.00	C	7.00	0	24.80	76.00

а



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

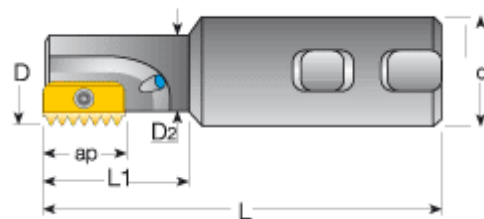
б



d min	d max	S s
7.00	8.00	ER 32

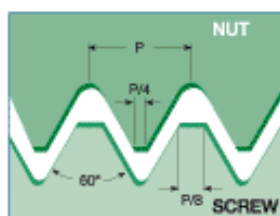
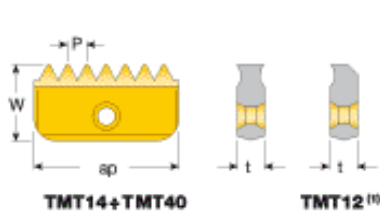
в

Рис. 2.31. Різьбофреза (а), оправлення (б) і цанга (в)



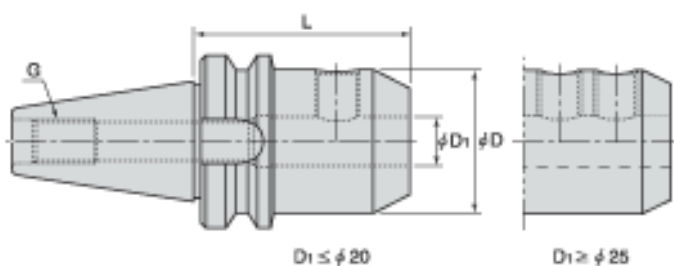
ap	D	d	D2	L	l2	СОЖ	Винт	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

а



Шаг	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

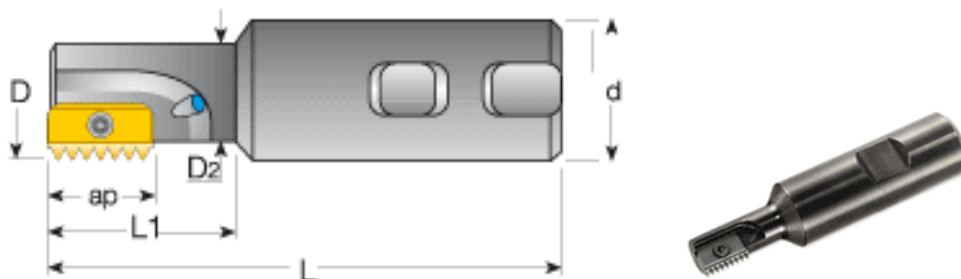
б



D1	L	D	G
20	100.00	52.00	M24

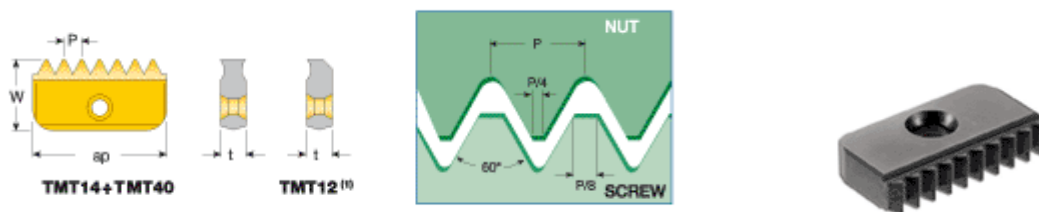
в

Рис. 2.32. Різьбофреза (а), пластина (б) і оправлення (в)



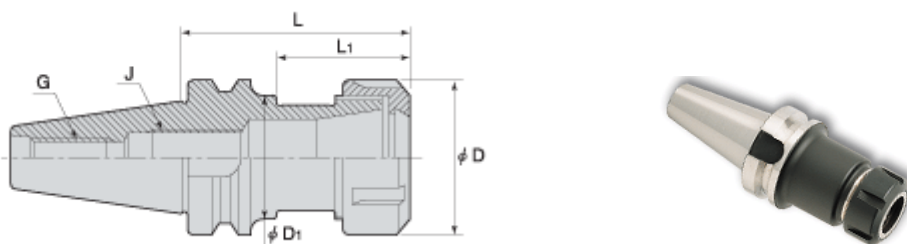
ap	D	d	D2	L	l2	СОЖ	Винт	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

а



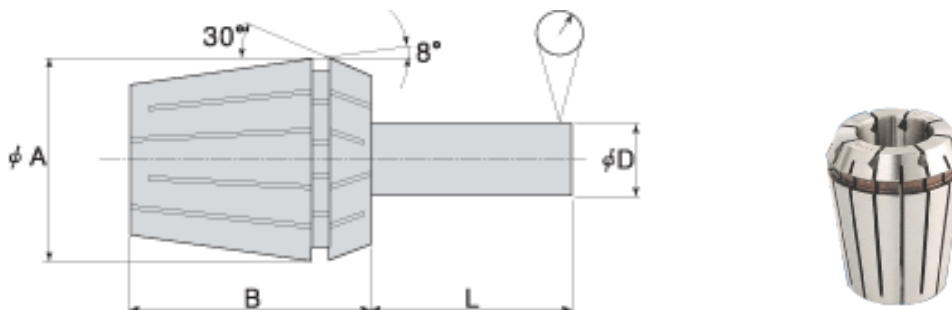
Шаг	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

б



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

в



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

г

Рис. 2.33. Різьбофреза (а), пластина (б), оправлення (в) і цанга (г)



Рис. 2.34. Обробний центр DOOSAN VM960

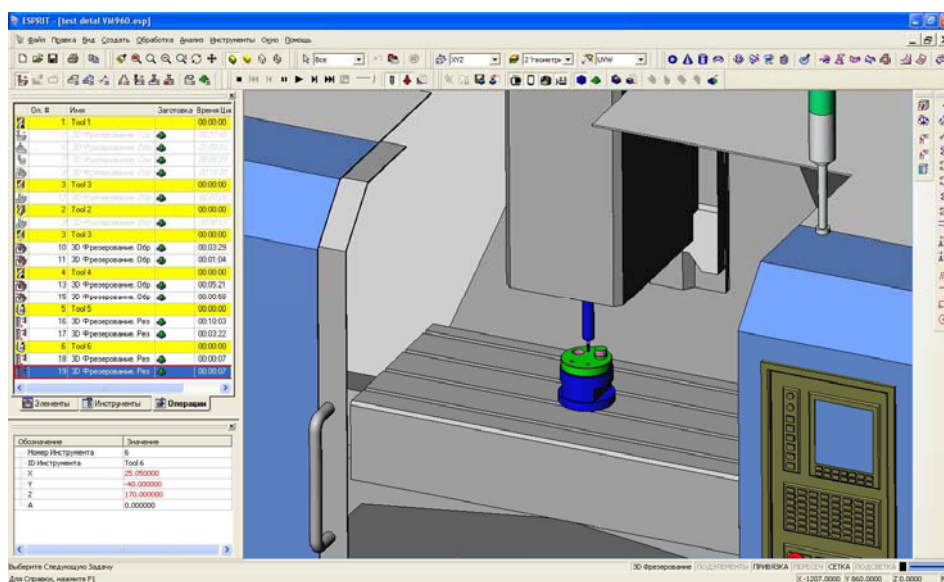


Рис. 2.35. Оброблена деталь в Esprit

Результатом впровадження розроблених операцій механічної обробки деталі "циліндр" в основне виробництво ПАТ "Насосенергомаш" є зменшення машинного часу в 3 рази: з 7,5 годин (за існуючою технологією) до 2,5 годин.

Проведені розрахунки економічного ефекту від впровадження розроблених операцій механічної обробки деталей гідравлічних систем, а також інших деталей з важкооброблюваних матеріалів, показали на їх високу результативність. Так, економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки деталей гідравлічних систем в Приватному АТ "Гідросила АПМ" (м. Кропивницький) в цінах 2008 року склав 90420 гривень

на рік, а економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм в ПАТ "Дніпрополімермаш" (м. Дніпро) склав 54800 гривень на рік. Як видно, загальний економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки лише на двох підприємствах склав 145220 гривень на рік. При цьому досягнуто суттєве зниження собівартості та підвищення продуктивності обробки при забезпеченні необхідних параметрів якості оброблюваних поверхонь.

2.4. Розробка та впровадження прогресивної технології механічної обробки турбінних лопаток

Компанія ТаегуТек Україна спільно з партнерами успішно реалізують виробничі завдання для ведучих підприємств української промисловості. Комплексний професійний підхід технологічного відділу компанії – це ефективні рішення та повний супровід процесу виробництва, починаючи з моменту отримання креслення. Прикладом такої технічної підтримки є впроваджена на великому промисловому підприємстві України ефективна технологія обробки турбінних лопаток (рис. 2.36), завдяки якій оптимізовано витрати на переоснащення верстатного парку і на 50 % збільшена продуктивність [7].

Деталь "Газотурбінна лопатка" є достатньо відповідальним елементом в аерокосмічній галузі, обробка якого відрізняється жорсткими вимогами за допусками та шорсткістю поверхні. Згідно з чинною технологією, обробка заготовки для турбінних лопаток складної геометрії здійснюється на застарілих електроерозійних верстатах. Матеріал заготовки – важкооброблювана нержавіюча сталь 08X18H10T (рис. 2.37).

У зв'язку з цим поставлено завдання розробки та впровадження технології механічної обробки турбінних лопаток, скорочення інвестицій на модернізацію верстатного парку виробничого цеху та оптимізацію часу обробки без втрат продуктивності на підприємстві. Вирішенням завдання стала розроблена технологія обробки деталі "за два установи", тобто її почергова обробка з кожного боку. Обробку запропоновано здійснювати на верстаті ФОЦ DNM400 південнокорейського виробника DOOSAN (рис. 2.38).



Рис. 2.36. Газотурбінна лопатка



Рис. 2.37. Заготовка газотурбінної лопатки



Рис. 2.38. Станок DOOSAN DNM400

Високопродуктивне обладнання DOOSAN DNM400, яке характеризується високою точністю обробки (позиціонування 5 мкм, повторюваність 2 мкм) успішно вирішує завдання виготовлення турбінних лопаток з урахуванням вимог за допусками і шорсткістю поверхні виробу.

З одного боку, запропонований метод не вимагав технічно складного оснащення, проте, перевстановлення деталі може знизити точність обробки. Крім того, така технологія ускладнювалася розробкою і виготовленням спеціальних затискних пристосувань. З іншого боку, повне виготовлення деталі

"за один установ" передбачає придбання п'ятиосевого фрезерного верстата, що призводить до подорожчання проекту.

Після проведених розрахунків і аналізу показників вартості даного обладнання і ефективності відповідних технологій, фахівці компанії ТаегуТек Україна зупинилися на варіанті обробки лопатки за допомогою трьохосевого вертикального обробного центру DOOSAN DNM400.

Це обладнання з поворотним столом і додатковою віссю забезпечило можливість виготовлення необхідної деталі за одну установку, що дозволило скоротити машинний час на переустановлення заготовки. Обрана концепція підтвердила свою економічну доцільність, а також значно перевищила очікування замовника за вимогами до обробки.

- Реалізація проекту і результат. Запропонований метод був апробований на тестовій деталі, якість якої, а також точність дотримання всіх геометричних розмірів, значно перевершили діючу технологію, що дало замовнику "зелене світло" для повноцінного впровадження проекту. Наступним кроком в рамках запропонованої технології стала повна обробка лопатки "за один установ", включаючи прикореневі радіуси. Діючий метод і застаріле обладнання не забезпечували такого результату, тому що вимагали додаткового коштовного доопрацювання вручну.

- Завдяки комплексному підходу компанії ТаегуТек Україна, реалізований проект збільшив продуктивність ділянки на 50 %. Такий ефект призвів до скорочення інвестицій на модернізацію верстатного парку - для виконання необхідної програми замовник придбав 12 обробних центрів DOOSAN (замість 20 обробних центрів, закладених в початковий бюджет).

- Подальшим розвитком проекту "Обробка турбінних лопаток" стало придбання 10 верстатів DOOSAN аналогічного класу, виконання відповідних пуско-налагоджувальних операцій і завантаження керуючих програм. Як результат, підприємство налагодило серійний випуск лопаток з нержавіючої сталі вже через два роки з моменту обробки тестової деталі (рис. 2.39).

Подальшою підтримкою даного підприємства стало надання таких послуг:

- удосконалення керуючої програми на всю номенклатуру лопаток;
- оновлення ріжучого інструменту, і, як наслідок, додаткове скорочення машинного часу на 15 % за рахунок спрощеного переналаштування обладнання;

- відповідна підготовка операторів виробничої дільниці в процесі проведення ПНР, що дозволило розширити навички підготовки та прив'язки необхідного різального інструменту;
- своєчасні професійні консультації сервісного Центру DOOSAN і ВГТ компанії ТаегуТек Україна.

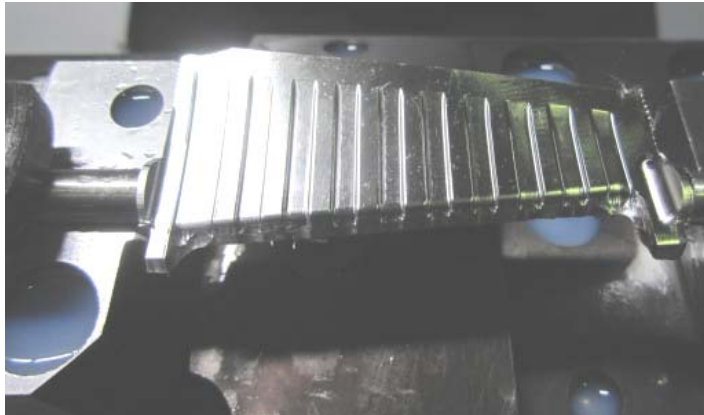


Рис. 2.39. Виготовлена деталь "Лопатка"

Кожен реалізований проект – це не тільки реальна історія успіху і розвиток українського машинобудування, а й стимул для компанії ТаегуТек Україна покращувати і впроваджувати нові технології на базі постійно обновлюваного інструменту компанії TAEGUTEC (Південна Корея). Так, на сьогоднішній момент рекомендованим рішенням для чорнової обробки лопаток є кінцеві фрези з механічним кріпленням пластин.



Рис. 2.40. Серія фрез і пластин ChaseFeed

Завдяки більш низькій вартості порівняно з монолітними твердосплавними фрезами, інструмент зі змінними насадками забезпечує максимальну продуктивність і зниження витрат саме для такого класу задач. І в даному випадку, кращим вибором є високопродуктивна серія фрез і пластин ChaseFeed (рис. 2.40). Серію фрез і пластин ChaseFeed спеціально розроблено для ефективною чорнової обробки, а нова пластина SBMT, яка доповнила цю серію, забезпечує кращу продуктивність на високих швидкостях подачі та невеликій глибині різання.

2.5. Застосування спеціального інструменту компанії TaeguTec на підприємствах України

Як відомо, в масовому і великосерійному виробництві одним з основних параметрів, що впливає на собівартість виробу, є час його обробки. Для забезпечення мінімального часу обробки без застосування спеціального та комбінованого (фасонного) інструменту не обійтися. Спеціальний ріжучий інструмент застосовується з метою виконання одночасно декількох операцій або обробки декількох поверхонь за одну операцію. Цим досягається істотна економія основного (машинного) часу, а також допоміжного часу, що витрачається на зміну інструменту та ін.

Фрезерний спеціальний інструмент – це, як правило, фасонний і комбінований інструмент, що виготовляється зі спеціальним складним профілем, який повністю повторює геометрію оброблюваної деталі. Наприклад, для одного підприємства в компанії TaeguTec Україна розроблено фасонні фрези (рис. 2.41), які відповідають усім вимогам Замовника. Ці фрези мають спеціальний профіль, за допомогою якого здійснюється обробка всієї криволінійної геометрії деталі за один прохід. Ріжучі твердосплавні пластини, що встановлюються на корпусі фрези, мають від 2 до 8 різальних кромки в залежності від конфігурації. Тип цих пластин – тангенціальний, що гарантує високу їх стійкість в жорстких умовах роботи і знижує навантаження на устаткування.

Прикладом комбінованого фрезерного інструменту є також спеціально розроблені комбіновані фрези в компанії TaeguTec (рис. 2.42), які були впроваджені на підприємстві залізничної спрямованості. На корпусах цих фрез

встановлюються стандартні пластини TaeguTec. Обидві фрези працюють в парі і виконують обробку одночасно до 10 поверхонь.

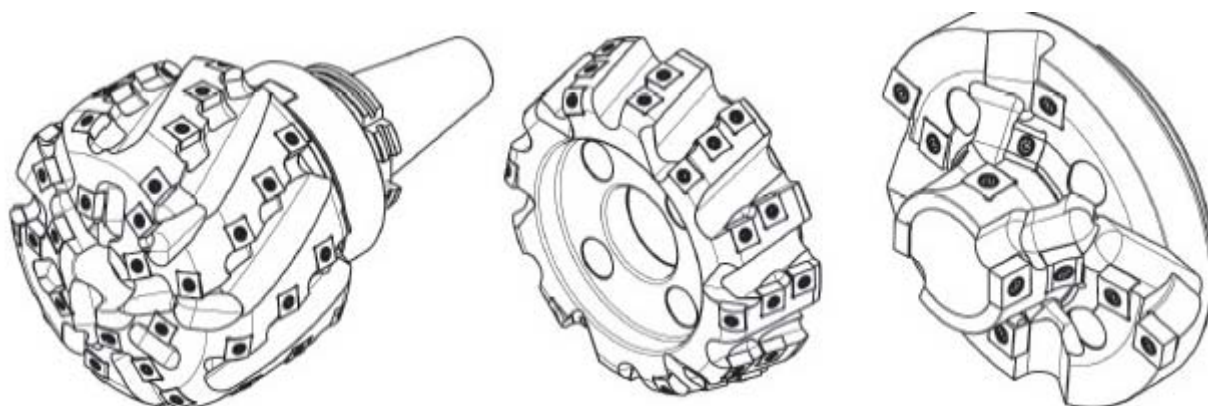


Рис. 2.41. Фасонні фрези, розроблені в компанії ТаегуТек Україна

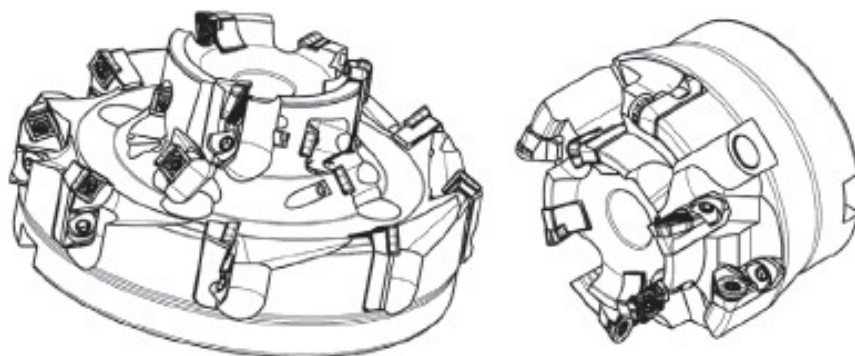


Рис. 2.42. Спеціальні комбіновані фрези

Свердлильний спеціальний інструмент – це, як правило, комбінований і багатоступінчастий інструмент. За допомогою комбінованих свердел можна виконати за один прохід (перехід) такі операції як виготовлення отворів з фаскою та ін. Операції свердління часто накладають свої додаткові вимоги, але в результаті успішного впровадження складного комбінованого інструменту значно скорочується загальна кількість використовуваного інструменту і економиться машинний допоміжний час.

На одному з підприємств було поставлено завдання скорочення машинного часу при обробці деталі "Ступиця". За допомогою існуючого стандартного інструменту виконати це завдання практично неможливо, тому що раніше застосовувався стандартний інструмент, який відрізнявся також високою якістю. Тому були розроблені та успішно впроваджені два

спеціальних комбінованих свердла (рис. 2.43). Призначення першого свердла – розсвердлювання отвору з припуском під чистове розточення з одночасним утворенням фаски. Корпус свердла виконаний з конусом DIN69871 40. Друге свердло призначене для свердління отвору з одночасною його цековкою.

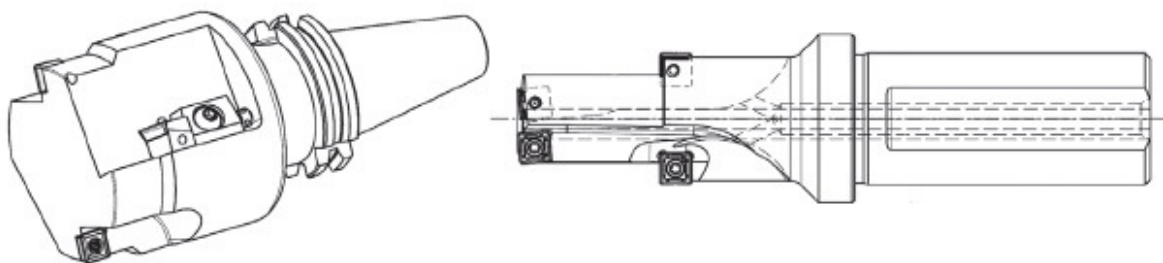


Рис. 2.43. Комбіновані свердла: для розсвердлювання отвору з припуском під чистове розточення та з одночасним утворенням фаски

Всі комбіновані свердла виготовлені з механічним кріпленням пластин. Ріжучі пластини мають вигляд квадрата з 4 ріжучими кромками. В цьому випадку було застосовано і третє стандартне монолітне твердосплавне свердло, (вибране із загальної номенклатури ріжучого інструменту TaeguTec), яке встановлюється в загальний корпус комбінованого свердла. Таке рішення дозволило істотно знизити передбачувані витрати на дорогий спеціальний інструмент. Для виконання фаски на комбінованому корпусі також були встановлені дві квадратні пластини. В результаті досягнуто суттєве зниження машинного часу – з 25 хв до 14 хв.

На території України багато підприємств використовують для виготовлення серійних токарних деталей токарні автомати і напівавтомати радянського виробництва. У цих верстатів є величезна перевага в продуктивності порівняно навіть з сучасними верстатами з ЧПУ. Але є і недоліки, такі як, можливість обробки деталей лише вздовж однієї координати. Відповідно, для виготовлення складного профілю деталі необхідно виготовляти або кілька інструментів, або використовувати фасонний інструмент. В даний час технологи віддають перевагу напайному фасонному інструменту, так як верстати працюють з невеликими швидкостями різання, а рівень їх технічного стану дуже низький. У цих умовах вважається нераціональним використання коштовних спеціальних твердосплавних інструментів закордонних виробників.

Компанія TaeguTec є однією з небагатьох компаній, яка може виготовляти фасонний інструмент для будь-якого обладнання і для будь-яких умов обробки. На територію України компанія постійно надає твердосплавні інструменти з механічним кріпленням пластин для заміни фасонного напайного інструменту. У чому їх перевага? Якщо пластина однакового профілю з напайним інструментом, то гарантовано забезпечується підвищення стійкості інструменту за рахунок якості виготовлення пластини. Також гарантується сталість стійкості пластини, а при зносі пластини відсутня необхідність заміни всього інструменту – необхідно замінити лише пластину, що багаторазово скорочує час, який витрачається на переналагодження та переточування інструменту.

Фасонний інструмент отримав застосування не тільки на агрегатних верстатах. Для скорочення часу обробки фасонні різці використовуються також на сучасних металообробних верстатах і обробних центрах. Підтвердженням тому служить наступний приклад. Обробка фасонної канавки на підприємстві традиційно проводилася напайним інструментом, для переточування якого був придбаний спеціальний верстат. Стійкість напайного інструменту невелика, а час для переналагодження інструмента становив понад 7 – 10 хвилин. Для серійного виробництва це дуже великі цифри. В результаті спільної роботи з технологіями підприємства і фахівцями компанії TaeguTec Україна був розроблений спеціальний різець (рис. 2.44) з механічним кріпленням пластини. Стійкість пластини збільшилася в кілька разів, а час переналагодження пластини зменшився до хвилини.

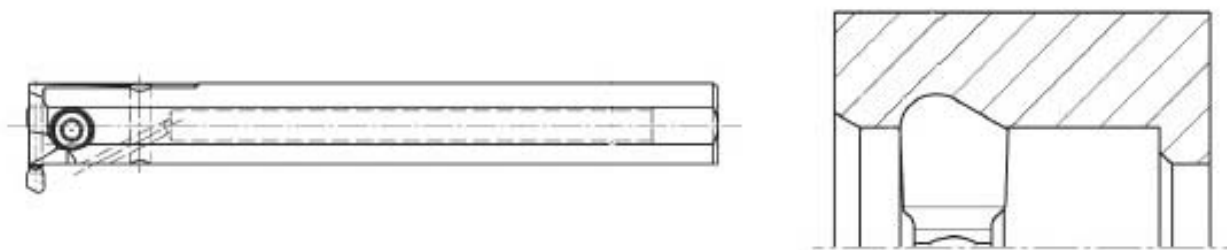


Рис. 2.44. Спеціальний різець з механічним кріпленням пластини

Наступний приклад. Підприємство отримало замовлення на виготовлення деталі "корпус". Складність виготовлення даної деталі полягала у виготовленні

конструктивного елементу "сідло", обробка якого вимагає застосування спеціального "сідельного" інструменту. Конструктивний елемент "сідло" розташовується в отворі на досить великій глибині на торці деталі. Складність обробки обумовлена також високою твердістю оброблюваного матеріалу (HRC 40 – 45). Тому був спроектований "сідельний" різець (рис. 2.45). Після виготовлення інструменту в південнокорейській компанії TaeguTec він був успішно впроваджений на підприємстві в Україні.



Рис. 2.45. "Сідельний" різець

2.6. Економічна доцільність застосування нового прогресивного інструменту у виробництві

Деяка стабілізація економіки в Україні обов'язково позначається на кількості нових сучасних виробництв, орієнтованих на застосування верстатів з ЧПУ. Шляхи вирішення питання створення або поновлення провадження різні. Це може бути закупівля новітніх обробних центрів або модернізація старого обладнання сучасними системами ЧПУ і електроавтоматики. Але головною метою є досягнення високих показників продуктивності та якості. Одним з етапів у вирішенні цього завдання є вибір оснащення та інструменту [4; 6; 18].

Встановлено, що частка ріжучого інструменту в собівартості дуже невелика – близько 3 %, тому її спочатку в бізнес-плані навіть не розглядають. Оскільки це не велика сума, то часто власники підприємств погоджуються на першому етапі оплатити її – аби почати випуск продукції. І це абсолютно правильний підхід, але тільки спочатку. Надалі розпочинається боротьба за кожен відсоток собівартості. І цей процес не такий уже простий, а головне, не обмежується зниженням собівартості в рамках вищезазначених 3 %.

Методів зниження витрат на механічну обробку може бути всього три:

- зниження вартості інструмента як витратного матеріалу;
- збільшення стійкості інструменту, а значить, зменшення обсягів закупівлі інструменту;
- заміна інструменту на більш продуктивний інструмент з метою збільшення швидкості різання, або зміна всього технологічного процесу обробки.

Перший і другий методи зрозумілі, мають прямий вплив на бюджет закупівель і тому є найбільш застосовними серед служб, які контролюють закупівлі вже працюючих підприємств.

Якщо в першому випадку знизити вартість інструменту на 20 %, то собівартість продукції зменшиться на 0,6 %. У другому випадку в результаті заміни виробника інструментів можна домогтися збільшення стійкості інструменту в 2 рази. Це приведе до зниження собівартості на 1,5 %.

Таблиця 2.6

Вплив вартості ріжучого інструменту та збільшення швидкості різання на собівартість продукції

	Зараз	30 % знижка	60 % збільшення терміну служби	20 % збільшення швидкості різання
Змінні витрати				
Різальні інструменти	0,30\$	0,21\$	0,20\$	0,45\$
Заготовка	2,20\$	2,20\$	2,20\$	2,20\$
Фіксовані витрати				
Машини	2,60\$	2,60\$	2,60\$	2,60\$
Праця	2,80\$	2,80\$	2,80\$	2,24\$
Будівництво та управління	2,10\$	2,10\$	2,10\$	1,68\$
Витрати на деталь	10,00\$	9,91\$	9,90\$	8,65\$
Економія		1 %	1 %	15 % и более

Третій випадок – це придбання у виробника інструментів коштовного та високоефективного інструменту, який збільшує швидкість різання. Що це означає? Наприклад, в результаті застосування нового коштовного інструменту вдалося збільшити продуктивність на 20 %. В результаті в розрахунку на одну деталь будуть зменшені витрати на оплату праці, накладні та адміністративні

витрати, знижено знос устаткування. Встановлено, що такий підхід дозволяє знизити собівартості на 15 %. І навіть якщо цей інструмент буде в 1,5 рази коштовніше раніше застосовуваного інструменту, все одно вийде економія до 13,5 %. За рахунок цієї економії можна виготовити і реалізувати додаткову продукцію і відповідно отримати додатковий прибуток.

В табл. 2.6 наведено конкретні дані про вплив зниження вартості інструмента як витратного матеріалу, збільшення терміну служби інструменту та збільшення швидкості різання (продуктивності обробки) на собівартість продукції. Як видно, в останньому випадку досягається найбільший ефект – собівартість продукції зменшується на 15 % і більше.

ВИСНОВКИ

1. Проведено теоретичний аналіз закономірностей зміни кінематичних і геометричних параметрів зрізів для різних методів механічної обробки лезовими інструментами. Визначено умови здійснення процесу різання різними інструментами з позиції кінематики різання та умови високопродуктивної обробки для заданої товщини зрізу або площі поперечного перерізу зрізу.

Для порівняння проведено аналіз аналогічних закономірностей, що виникають в процесі шліфування. Визначено найкращі умови підвищення продуктивності обробки для заданої максимальної товщини зрізу, що відкриває нові технологічні можливості високопродуктивної обробки з урахуванням обмеження за економічно обґрунтованими витратами абразивного інструменту.

2. На основі отриманих аналітичних залежностей для визначення сили та температури різання обґрунтовано основні концепції розвитку механічної обробки матеріалів і створення металорізальних верстатів. Показано, що збільшення тангенціальної складової сили різання – це здійснення силового різання, а збільшення швидкості різання – здійснення швидкісного (високошвидкісного і надшвидкісного) різання. Зменшення енергоємності обробки (тобто умовного напруження різання) – це здійснення управління процесом стружкоутворення при різанні, в першу чергу управління контактними процесами, які відбуваються на робочих поверхнях інструменту. Встановлено, що зменшити енергоємність обробки (умовне напруження різання) до мінімально можливого рівня можна головним чином за рахунок зменшення сили тертя, що виникає між стружкою, що утворюється, оброблюваним матеріалом та передньою й задньою поверхнями ріжучого інструмента.

Встановлено також, що зі збільшенням швидкості різання температура різання безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення, рівного температурі нагрівання стружки, що утворюється. У цьому полягає суть фізичного ефекту високошвидкісного і надшвидкісного різання, які здійснюються зі швидкостями різання понад 100 м/с, оскільки в цьому випадку температура поверхневого шару оброблюваної деталі залишається практично незмінною зі збільшенням швидкості різання.

3. У роботі з єдиних позицій отримано аналітичні залежності основних параметрів механіки процесу різання: складових сили різання, їх відношення та

енергоємності обробки. Проведено аналіз зазначених параметрів залежно від умов обробки й на цій основі визначено шляхи підвищення ефективності процесу різання матеріалів, включаючи лезову обробку та процес шліфування. Показано, що характер зміни параметрів механіки процесу різання визначається головним чином коефіцієнтом тертя інструментального та оброблюваного матеріалів і переднім кутом інструменту. Теоретично встановлено, що при лезовій обробці відношення тангенціальної й радіальної складових сили різання приймає значення більше одиниці, а при абразивній обробці – менше одиниці. В умовах лезової обробки в зв'язку зі збільшенням коефіцієнта тертя передній кут інструмента повинен приймати позитивні значення, а при абразивній обробці в зв'язку з невеликими значеннями коефіцієнта тертя, особливо тертя алмаза з оброблюваним матеріалом, передній кут повинен бути негативним, що узгоджується з практикою абразивної та алмазно-абразивної обробки.

Теоретично встановлено, що енергоємність обробки при різанні лезовими інструментами завжди менше, ніж при шліфуванні внаслідок більших значень відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання. Встановлено також, що енергоємність обробки тим більше, чим більше коефіцієнт тертя стружки з передньою поверхнею інструменту. Доведено, що процеси різання матеріалів більш енергоємні порівняно з процесами, заснованими на пластичній деформації металів (при куванні, штампуванні та ін.).

4. Проведено розрахунок напружень, що виникають в зоні різання, і обґрунтовано шляхи зменшення енергоємності обробки. У розрахунках силу різання розглянуто у вигляді розподіленого навантаження, для якого справедливе фундаментальне рішення теорії пружності щодо розрахунку напружень на границі півплощини. Використовуючи систему Mathcad 2000, розраховані поля напружень (у вигляді ліній однакових значень відношення дотичного напруження та щільності розподіленого навантаження), що виникають в зоні стружкоутворення при різанні, з урахуванням тертя на передній поверхні інструменту для різних значень коефіцієнта тертя на передній поверхні різця.

Показано, що за умови рівності нулю коефіцієнта тертя лінії однакових значень відношення дотичного напруження та щільності розподіленого навантаження приймають форму окружності, що виходить з кінцевих точок зони контакту оброблюваного матеріалу (де утворюється стружка) з передньою поверхнею різця. Найбільші значення цього відношення досягаються уздовж

окружності діаметром, рівним довжині контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. Зі збільшенням коефіцієнта тертя окружності однакових значень відношення дотичного напруження та щільності розподіленого навантаження трансформуються в більш складні криві, витягнуті уздовж горизонтальної лінії, що проходить через вершину різця. Виходячи з цього, встановлено, що зменшити енергоємність обробки можна за умови реалізації максимальних дотичних напружень не в напрямку руху інструменту, а під деяким кутом, наприклад, рівним позитивному передньому куту різця.

5. Проведено теоретичний аналіз умов формування параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі, і обґрунтовано основні шляхи інтенсифікації процесів різання з урахуванням вимог за точністю обробки. Показано, що основною умовою підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної деталі є застосування схеми обробки без поперечної подачі з початковим натягом в технологічній системі (наприклад, на етапі виходжування при шліфуванні). Теоретично доведено, що реалізувати цю умову можна застосуванням пружною схеми обробки з фіксованим радіальним зусиллям.

Теоретично визначено умови виправлення похибки форми заготовки, які полягають, перш за все, у зменшенні силової напруженості процесу різання – зменшенні енергоємності обробки та збільшенні відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання. Показана також необхідність збільшення жорсткості технологічної системи до максимально можливого значення.

6. Визначено умови підвищення точності та продуктивності механічної обробки. Теоретично встановлено, що найважливішими умовами підвищення точності та продуктивності обробки є зменшення радіуса округлення різальної кромки інструмента та зменшення відношення товщини зрізу до радіуса округлення різальної кромки інструмента до значення, при якому можливий процес стружкоутворення. У першому випадку необхідно використовувати методи, що забезпечують безперервне мікроруйнування різальних кромки інструменту в процесі обробки (наприклад, при шліфуванні). У другому випадку необхідно використовувати методи обробки, що дозволяють зменшити граничне значення відношення товщини зрізу до радіуса округлення різальної кромки інструмента, при якому можливий процес різання, тобто методи обробки, які розширюють межі здійснення процесу різання. Це досягається

застосуванням інструментальних матеріалів, що забезпечують високу гостроту ріжучої кромки та характеризуються високою зносостійкістю, наприклад, синтетичних надтвердих матеріалів (синтетичних алмазів та ін.).

7. Теоретично обґрунтовано шляхи підвищення точності та продуктивності фінішної механічної обробки. Це досягається, перш за все, зменшенням величини пружного переміщення, яке виникає в технологічній системі, за рахунок зменшення радіусу округлення різальної кромки інструмента до граничного значення, при якому можливий процес стружкоутворення й різання, а також за рахунок збільшення жорсткості технологічної системи. Додатковою умовою, наприклад при точінні, слід розглядати зменшення ширини різання за рахунок зменшення глибини різання. Для порівняння обґрунтовано умови підвищення точності та продуктивності обробки при шліфуванні, які полягають в забезпеченні високої гостроти шліфувального круга, зокрема, за рахунок застосування ефективної електроерозійної правки алмазного круга на металевій зв'язці.

8. Проведено аналіз енергетичного балансу процесу різання лезовим інструментом і на його основі визначено умови зменшення енергоємності обробки. Вони полягають головним чином в зменшенні інтенсивності тертя інструментального та оброблюваного матеріалів. Для реалізації цієї умови слід використовувати інструментальні матеріали, які характеризуються невеликим коефіцієнтом тертя з оброблюваним матеріалом, наприклад, твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями або інструменти з синтетичних надтвердих матеріалів та ін.

Розроблено методики визначення часток енергій різання й тертя в загальному енергетичному балансі процесу різання. На конкретних прикладах показано, в яких випадках частка енергії тертя в загальному енергетичному балансі процесу різання може перевершувати частку енергії різання та яким чином можна усунути дане явище на практиці.

9. Експериментально встановлено, що застосування збірних твердосплавних фрез зі зносостійкими покриттями замість традиційних монолітних фрез дозволило в 11,5 разів зменшити трудомісткість обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2 200 мм. Ефект досягнутий за рахунок інтенсифікації режимів різання та зменшення кількості проходів фрези. Також застосовані нестандартні підходи до контролю якості – впроваджено САМ системи ESPRIT, що

дозволило виключити необхідність проміжних вимірів в процесі обробки деталі й додатково підвищити продуктивність праці.

10. Наведено приклади ефективного застосування розроблених технологій механічної обробки (точіння, розточування, фрезерування, свердління) деталей машин (наприклад, "упор передній", "циліндр"), виготовлених з важкооброблюваних матеріалів збірними ріжучими твердосплавними лезовими інструментами зі зносостійкими покриттями, які дозволяють багаторазово знизити собівартість і підвищити продуктивність обробки при одночасному забезпеченні високих показників якості оброблюваних поверхонь. Показана ефективність застосування високошвидкісного різання, здійснюваного на сучасних високооборотних металообробних верстатах з ЧПУ типу "обробний центр", що дозволяє обробку складних за конфігурацією деталей здійснювати з одного установа із забезпеченням високих техніко-економічних показників обробки.

11. Розроблено та впроваджено у виробництво ефективну технологію обробки турбінних лопаток, завдяки якій оптимізовані витрати на переоснащення верстатного парку та на 50 % збільшена продуктивність обробки. Технологія заснована на обробці деталі "за два установа", тобто її почергову обробку з кожного боку на верстаті ФОЦ DNM400 південнокорейського виробника DOOSAN з урахуванням вимог за допусками і шорсткістю оброблюваних поверхонь.

12. Експериментально встановлено, що застосування збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями на тих самих режимах різання, на яких застосовуються традиційні твердосплавні інструменти, призводить до достатньо суттєвого збільшення стійкості інструменту й лише до незначного зниження витрат та, відповідно, собівартості обробки. Збільшення продуктивності обробки за рахунок збільшення швидкості різання дозволяє домогтися суттєвого зменшення витрат і, відповідно, собівартості обробки, що зумовлює ефективне застосування на підприємствах України сучасних збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями зарубіжного виробництва.

13. Наведено нові технологічні рішення щодо ефективного застосування спеціальних складнопрофільних твердосплавних інструментів виробництва компанії TaeguTec (Південна Корея) на різних операціях металообробки на підприємствах України. Надано практичні рекомендації.

РЕКОМЕНДАЦІЇ

Теоретично встановлено й практикою підтверджено, що основною умовою підвищення продуктивності та якості обробки є застосування високошвидкісного різання лезовими інструментами, які характеризуються високою продуктивністю різання та зносостійкістю, здатними здійснювати ефективну обробку в умовах підвищених значень температури й сили різання. До таких інструментів слід віднести збірні твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями виробництва компанії TaeguTec (Південна Корея), які за рахунок застосування нових марок твердих сплавів і методів нанесення на них зносостійких покриттів дозволяють суттєво підвищити фізико-механічні властивості інструментальних матеріалів і, відповідно, домогтися високих техніко-економічних показників обробки, особливо при обробці деталей машин, виготовлених з матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями. Застосування цих інструментів забезпечує зменшення енергоємності обробки, а, отже, можливість асимптотичного наближення температури різання до максимального значення, рівного температурі нагрівання стружки. У зв'язку зі зменшенням енергоємності обробки, як встановлено теоретично в п. 1.2, температура різання може приймати відносно невеликі значення, що дозволяє реалізувати режим високошвидкісного різання й, відповідно, підвищити продуктивність і якість обробки. Сила різання в цьому випадку також зменшується, оскільки зменшується енергоємність обробки.

Встановлено важливий практичний висновок, який полягає в тому, що застосування збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями на тих самих режимах різання, на яких застосовуються традиційні твердосплавні інструменти, призводить до достатньо суттєвого збільшення стійкості інструменту й лише до незначного зниження витрат і, відповідно, собівартості обробки. Збільшення продуктивності обробки за рахунок збільшення швидкості різання дозволяє домогтися суттєвого зменшення витрат і, відповідно, собівартості обробки. Це зумовлює ефективне застосування на підприємствах України сучасних збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями зарубіжного виробництва.

Експериментальні дослідження, виконані в виробничих умовах, показали, що завдяки цій фізичній закономірності процесу різання продуктивність

обробки може бути збільшена до 10 разів за економічно прийнятною собівартістю й необхідною якістю обробки (відсутність на оброблених поверхнях припикань, мікротріщин, мікровідколів та інших дефектів). Цьому також сприяє й зменшення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, як це встановлено теоретично в п. 1.2. Проведені теоретичні дослідження показали, що основною умовою підвищення точності обробки, які викликані пружними переміщеннями в технологічній системі, є зменшення енергоємності обробки й збільшення відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання. Встановлено, що чим менше інтенсивність тертя в зоні різання, тим менше енергоємність обробки й більше відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання, а це призводить до підвищення точності та в цілому якості обробки. Отже, забезпечення високої ріжучої здатності лезового інструменту в процесі різання є основною умовою підвищення ефективності обробки, що досягається від застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями при високошвидкісному різанні. На цій основі в роботі розроблена методика вибору раціональних методів механічної обробки, включаючи вибір ріжучого інструменту, верстата та оптимальних режимів різання, що дозволило вирішити ряд важливих практичних завдань ефективною обробки. Так, розроблено та впроваджено у виробництво ефективний технологічний процес обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм із застосуванням збірних твердосплавних фрез зі зносостійкими покриттями замість традиційних монолітних фрез. Це дозволило в 11,5 разів зменшити трудомісткість обробки. Застосування збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями на операціях точіння, розточування, фрезерування і свердління деталей "упір передній" і "циліндр", виготовлених з важкооброблюваних матеріалів, дозволило значно знизити собівартість і підвищити продуктивність та якість обробки. Важливі результати отримано при розробці та впровадженні у виробництво ефективною технології обробки турбінних лопаток – досягнуто збільшення продуктивності обробки на 50 %, а також при розробці та впровадженні спеціальних складнопрофільних твердосплавних інструментів виробництва компанії TaeguTec (Південна Корея) на різних операціях металообробки на підприємствах України.

ВИКОРИСТАНА ЛІТЕРАТУРА

1. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.
3. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
4. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 6/7(54). – С. 50–53.
5. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидроаппаратуры / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 17-й Междунар. научн.-техн. конф. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 68–73.
6. 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.
7. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение прогрессивной технологии механической обработки турбинных лопаток / В. А. Жовтобрюх // Фізичні та комп'ютерні технології: матеріали XXII Міжнар. наук.-практ. конф., 7–9 грудня 2016, Харків.– Д. : ЛІРА, 2016. – С. 28–31.
8. Жовтобрюх В. А. Серия PUMA SMX – многофункциональные токарно-фрезерные обрабатывающие центры DOOSAN нового поколения / В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы междунар. научн.-техн. конференции, 21–23 сентября 2016, г. Одесса. – Одесса : ОНПУ, 2016. – С. 53–57.
9. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.
10. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке: дис. ... канд. техн. наук :

спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Малыхин Виталий Викторович. – Харьков, 1985. – 262 с.

11. Маталин А. А. Технология машиностроения: Учебник. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1985. – 496 с.

12. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дащенко, А. В. Усов, Д. В. Дмитришин. – Одесса : Астропринт, 2013. – 664 с.

13. Модель единого представления кинематики резания / Новиков Ф. В., Якимов А. В., Новиков Г. В., Якимов А. А. // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 7-й Межд. научн.-техн. конф., 27–28 мая 2003, г. Харькo. – Харьков : ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 27–28.

14. Новиков Г. В. Математическая модель формирования упругих перемещений при механической обработке. – Вісник НТУ"ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ "ХПІ". – 2005. – № 24. – С. 149–157.

15. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / Новиков Григорий Васильевич. – Харьков, ХПИ, 1989. – 210 с.

16. Новиков Г. В. Разработка прогрессивных высокопроизводительных технологий алмазного шлифования / Г. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків : ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 222–230.

17. Новиков Г. В. Роль упругих перемещений при механической обработке в исправлении погрешности формы заготовки / Г. В. Новиков. – Вісник НТУ"ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ "ХПІ", 2005. – № 23. – С. 159–169.

18. Новиков Ф. В. Разработка и внедрение эффективных операций механической обработки деталей гидравлических систем / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, О. С. Кленов // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Серія : Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь : СевНТУ, 2014. – Вип. 151/2014. – С. 115-121.

19. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный

транспорт : сборник научных трудов. – Харьков : ХНАДУ, 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.

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

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

22. Новіков Ф. В. Фінішна обробка деталей різанням : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків : ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2016. – 270 с.

23. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1985. – 264 с.

24. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.

25. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.

26. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А. А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

27. Теплофизика механической обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов. – К. – Одесса : Лыбидь, 1991. – 240 с.

28. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – М. : Редакция физико-математической литературы. Изд. "Наука". – 1975. – 576 с.

29. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов". – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с.

30. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – Одесса : ОНПУ, 2002. – 802 с.

31. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т.7. "Точность обработки деталей машин". – Одесса : ОНПУ, 2004. – 546 с.

32. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения". – Одесса : ОНПУ, 2005. – 565 с.

33. Шкурупій В. Г. Системи технологій. Навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2008. – Ч. 1. – 480 с.

34. Шкурупій В. Г. Системи технологій. Навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків : Вид. ХНЕУ, 2008. – Ч. 2. – 288 с.

35. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.