



ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ВИСОКОЯКІСНОЇ
ТА ВИСОКОТОЧНОЇ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

Ф. В. НОВІКОВ

ДНІПРО / ДІРА / 2024



Ф. В. НОВІКОВ

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ВИСОКОЯКІСНОЇ ТА ВИСОКОТОЧНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

Ф. В. Новіков

**ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ВИСОКОЯКІСНОЇ
ТА ВИСОКОТОЧНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

Дніпро / ЛІРА / 2024

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенти:

- М. С. Степанов** докт. техн. наук, професор, професор кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут";
- В. О. Жовтобрюх** канд. техн. наук, директор Товариства з обмеженою відповідальністю «ВАРІТЕК» (м. Дніпро)

Новіков Ф. В.

H73 Технологічне забезпечення високоякісної та високоточної механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2024. – 460 с.

ISBN 978-966-981-990-1

Теоретично та експериментально обґрунтовано умови підвищення показників якості, точності та продуктивності механічної обробки на основі зниження силової і теплової напруженостей процесу різання. Наведено узагальнені математичні моделі визначення енергоємності обробки (умовного напруження різання), сили і температури різання, параметрів шорсткості обробленої поверхні, точності і продуктивності абразивної та лезової обробок. Надано оптимізаційні розрахунки параметрів режиму різання, характеристик ріжучих інструментів за різними критеріями (параметрами якості та точності обробки) під час шліфування. На основі отриманих теоретичних рішень обґрунтовано шляхи ефективного застосування високопродуктивних методів глибинного і переривчастого шліфування, доведення і абразивного полірування, сучасних методів лезової обробки. Встановлено оптимальні цикли шліфування, які забезпечують задану високу точність обробки та максимально можливу продуктивність обробки. Надано практичні рекомендації щодо підвищення світловідбивної здатності поверхневих шарів деталей із оптичними характеристиками.

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

УДК 621.01(02.064)

ISBN 978-966-981-990-1

© Новіков Ф. В., 2024

© ЛІРА, 2024

Вступ

Забезпечення умов підвищення показників якості, точності та продуктивності механічної обробки деталей машин є актуальним завданням машинобудування, спрямованим на розвиток виробництва і створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Особливо це стосується виготовлення високоточних деталей машин, які використовують в авіаційній техніці та інших наукомістких галузях промисловості. Забезпечення високих вимог до якості і точності виготовлення цих деталей вимагає застосування сучасних високоефективних технологій, обладнання та інструментів, які дозволяють зменшити силову і теплову напруженість процесів механічної обробки. Особливо це стосується процесів шліфування деталей машин, на яких остаточно формуються параметри якості обробки.

У зв'язку із цим у роботі наведено встановлені аналітичні залежності для визначення температури різання під час шліфування і лезової обробки та на їх основі обґрунтовано умови її зменшення із метою підвищення продуктивності та якості обробки завдяки виключенню на оброблювальних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. У результаті встановлено, що під час шліфування реалізувати умову зменшення температури різання за одночасним збільшенням продуктивності обробки можна застосуванням прогресивного методу глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі. Це рішення отримало практичне застосування під час розроблення ефективної технології зубошліфування за методом профільного копіювання із використанням спеціального високопористого профільного абразивного круга із двостороннім конічним профілем. Цю технологію впроваджено в основне виробництво ПАТ Харківський машинобудівний завод "Світло шахтаря" (м. Харків, Україна). Також на цій основі розроблено та впроваджено на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" і Харківському заводі "Потенціал" високопродуктивну технологію глибинного круглого зовнішнього шліфування ріжучих багатолезових твердосплавних інструментів алмазними кругами на металевих зв'язках із застосуванням методу електроерозійного правлення. Ці технології шліфування підтвердили можливість суттєвого підвищення продуктивності, якості та точності обробки на фінішних операціях.

У роботі встановлено, що основною умовою зменшення температури шліфування є зменшення умовного напруження різання. Це указує на необхідність підвищення ріжучої здатності круга та зменшення інтенсивності тертя в зоні обробки шляхом застосування високопористих і переривчастих абразивних кругів, ефективних методів правлення алмазних кругів на металевих зв'язках (механічних і електрофізикохімічних), що узгоджується із практикою шліфування. У зв'язку із цим, у роботі значну увагу приділено питанням подальшого розвитку теплофізичних рішень професора Якимова Олександра Васильовича, особливо щодо розвитку переривчастого шліфування. Теоретично встановлено, що існує мінімум температури різання під час переривчастого шліфування, який пов'язаний зі зміною відношення довжин робочого виступу і западини переривчастого круга. Виходячи із цього, найменше значення температури різання досягається в умовах глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, що наближена до висоти круга.

У роботі проведено теоретичний аналіз умов зменшення висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні під час абразивної обробки, включаючи процеси шліфування і обробки вільним абразивом (доведенням і абразивним поліруванням). Наведено нові математичні моделі формування параметрів шорсткості обробленої поверхні, які дозволяють визначити оптимальні параметри обробки за критерієм найменшої шорсткості обробленої поверхні для різних процесів абразивної обробки. Встановлено зв'язок параметрів шорсткості поверхні із максимальною товщиною зрізу. Надано практичні рекомендації щодо підвищення світловідбивної здатності поверхневих шарів деталей із оптичними характеристиками.

Питання забезпечення умов високоточної механічної обробки розглянуто із позицій управління пружними переміщеннями, виникаючими в технологічній системі, які найбільше впливають на точність обробки. Наведено теоретично встановлені оптимальні цикли шліфування, які забезпечують задану високу точність обробки та максимально можливу продуктивність обробки.

Отримані у роботі наукові рішення знайшли застосування на промислових підприємствах і в навчальному процесі Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця.

Розділ 1

Загальні теоретичні підходи до визначення енергоємності обробки та температури різання і умов їх зменшення

1.1. Закономірності формування енергоємності механічної обробки

Процеси механічної обробки лезовими та абразивними ріжучими інструментами у зв'язку із їх низькою енергоємністю широко застосовують під час виготовлення деталей машин. Разом із тим, із підвищенням вимог до якості і точності оброблюваних поверхонь та появою нових матеріалів, що мають підвищені фізико-механічні властивості, постійно виникають проблеми розширення технологічних можливостей механічної обробки із погляду покращення техніко-економічних показників. Особливо це стосується фінішних технологічних операцій, на яких остаточно формуються показники якості і точності оброблюваних поверхонь та які, як показує практика, не завжди відповідають технічним вимогам на обробку, головним чином, із-за утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів (припикань, мікротріщин тощо). Наприклад, на операціях зубошліфування і шліфування ріжучих твердосплавних інструментів внаслідок високої теплової напруженості процесу різання на оброблюваних поверхнях, як правило, утворюються температурні дефекти, що знижує якість обробки та експлуатаційні показники оброблених поверхонь. У зв'язку із цим виникає необхідність управління технологічним процесом забезпечення якості і продуктивності лезової і абразивної обробок на основі зменшення силової і теплової напружень процесу різання та науково обґрунтованого вибору оптимальних умов обробки [11; 17; 18; 25; 65; 66; 71; 72; 81; 110].

Слід зазначити, що теоретичним і експериментальним дослідженням параметрів силової та теплової напруженостей процесів механічної обробки у науково-технічній літературі постійно приділяється велика увага, внаслідок чого отримано математичні залежності для визначення сил і температури різання. Так, розрахунок сили різання здійснюють традиційно на основі емпіричних залежностей, встановле-

них на основі експериментальних даних [15; 67; 73; 80; 84], а розрахунків температури різання – як на основі емпіричних залежностей, так і аналітичних залежностей, отриманих на основі розв'язання диференціального рівняння теплопровідності матеріалу [27; 79; 82; 88; 100]. Однак, емпіричні залежності справедливі лише для цілком конкретних часткових умов обробки. Тому їх складно застосувати для узагальненого порівняльного аналізу різних процесів лезової і абразивної обробки.

Розрахунки температури різання на основі рішення диференціального рівняння теплопровідності матеріалу також не дозволяють визначити кінцеву глибину проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі (в рішеннях вона набуває нескінченного значення). Безперечно, це обмежує можливості теоретичного аналізу теплових процесів під час механічної обробки та потребує встановлення нових рішень. У зв'язку із цим у роботі поставлено завдання на основі нових теоретичних позицій підійти до розрахунку енергоємності, сили і температури різання під час лезової та абразивної обробок, щоб виключити зазначені вище недоліки, науково обґрунтувати умови зниження силової і теплової напруженостей механічної обробки та на їх основі визначити умови підвищення якості і продуктивність обробки. Це дозволить розробити методологію створення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій лезової і абразивної обробок, особливо технологій шліфування деталей машин і ріжучих твердосплавних інструментів, де гостро постає проблема підвищення якості і продуктивності обробки.

Метою роботи є теоретичний аналіз та визначення можливостей управління технологічним процесом забезпечення якості і продуктивності лезової і абразивної обробок деталей машин та ріжучих твердосплавних інструментів на основі зниження силової і теплової напруженостей процесу різання.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити наступні завдання:

- розробити теоретичний підхід до розрахунку параметрів силової і теплової напруженостей процесів лезової і абразивної обробок із урахуванням забезпечення мінімально можливої енергоємності обробки;
- визначити умови зменшення сили і температури різання та підвищення якості і продуктивності під час шліфування та лезової обробки;

– розробити методологію управління технологічними процесами забезпечення якості і продуктивності лезової та абразивної обробок для створення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій лезової і абразивної обробок деталей машин та твердосплавних ріжучих інструментів.

Виходячи із наведених завдань, на першому етапі досліджень розглянемо закономірності формування енергоємності обробки, яка в значній мірі визначає силову і теплову напруженості процесу різання.

У загальному вигляді роботу різання під час точіння можна виразити математичною залежністю:

$$A = N \cdot \tau, \quad (1.1)$$

де $N = P_z \cdot V$ – потужність різання, Вт;

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

V – швидкість різання, м/с;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{\text{зріз}}$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

τ – час обробки, с.

Після перетворення залежності (1.1) маємо:

$$A = \sigma \cdot S_{\text{зріз}} \cdot V \cdot \tau. \quad (1.2)$$

Звідки

$$\sigma = \frac{A}{\vartheta}, \quad (1.3)$$

де $\vartheta = S_{\text{зріз}} \cdot V \cdot \tau$ – об'єм знятого матеріалу за час τ , м³.

Як відомо, відношення роботи різання A до об'єму знятого матеріалу ϑ визначає енергоємність обробки E (розмірність Дж/м³). Це указує на те, що умовне напруження різання σ за фізичною суттю співпадає із енергоємністю обробки E . Їх розмірності також однакові, оскільки

$$\frac{\text{Дж}}{\text{м}^3} = \frac{\text{Н} \cdot \text{м}}{\text{м}^3} = \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}.$$

Таким чином встановлено, що в умовах механічної обробки матеріалів різанням умовне напруження різання σ дорівнює енергоємності обробки E і його можна експериментально визначити відношенням роботи різання A до об'єму знятого матеріалу ϑ [31; 63].

Якщо представити $A = N \cdot \tau$; $\vartheta = Q \cdot \tau$, то, згідно залежності (1.3), маємо:

$$\sigma = \frac{N}{Q}, \quad (1.4)$$

де Q – продуктивність обробки, м³/с.

Отже, умовне напруження різання σ можна ще й визначити відношенням потужності різання N до продуктивності обробки Q . Для цього потрібно встановити експериментальне значення потужності різання N для заданого значення продуктивності обробки Q .

У табл. 1.1 (за даними Швець В. В.) наведено експериментально встановлені значення енергоємності обробки E (енергії, що витрачається під час знімання металу із розмірністю [Дж/мм³]) для різних методів обробки металів різанням. У табл. 1.2 також наведено значення умовного напруження різання $\sigma = E$ із розмірністю [Н/мм²].

Таблиця 1.1 – Характеристика типових операцій механічної обробки металів різанням

Операції	Площа поперечного перерізу зрізу, мм ²	Енергія, що витрачається на знімання металу, Дж/мм ³	Швидкість різання, м/с	Продуктивність обробки, см ³ /с
Точіння	1,0	0,5 – 0,7	1,5 – 7,5	$5 \cdot 10^{-2} - 5 \cdot 10^{-1}$
Протягування	0,5	2,5 – 3,7	0,01 – 0,1	$4 \cdot 10^{-3} - 1 \cdot 10^{-1}$
Фрезерування	0,3	5,0 – 7,5	2 – 6	$2 \cdot 10^{-3} - 1$
Розгортання	0,1	12 – 30	0,15 – 1,6	$5 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^{-1}$
Шліфування	0,00005	55 – 70	25 – 50	$5 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 10^{-2}$

Як видно, найбільші значення енергоємності обробки E (енергії, що витрачається на знімання оброблюваного матеріалу) досягаються в процесі шліфування, а найменші – в процесі точіння.

Так, під час шліфування умовне напруження різання σ приймає значення, які багаторазово перевищують відомі значення меж міцності оброблюваного матеріалу (на стиск, розтягання, зсув тощо). Це пов'язано із тим, що поряд із процесом різання (процесом стружкоутворення) виникає процес тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом, який за рівнем енергоємності обробки значно перевищує процес різання. У результаті ріжучий інструмент піддається інтенсивній

силовій дії, що призводить до його інтенсивного зношування та втрати ріжучої здатності.

Таблиця 1.2 – Значення фізичних параметрів типових операцій механічної обробки металів різанням

Операції	Температура різання θ , град.	Умовне напруження різання $\sigma \cdot 10^3$, Н/мм ³	Швидкість різання, м/с	Продуктивність обробки, мм ³ /хв
Точіння	100 – 140	0,5 – 0,7	1,5 – 7,5	$3 \cdot 10^3 – 3 \cdot 10^6$
Протягування	500 – 740	2,5 – 3,7	0,01 – 0,1	$240 – 6 \cdot 10^3$
Фрезерування	1000 – 1500	5,0 – 7,5	2 – 6	$120 – 60 \cdot 10^3$
Розгортання	2400 – 6000	12 – 30	0,15 – 1,6	$300 – 30 \cdot 10^3$
Шліфування	11000 – 14000	55 – 70	25 – 50	300 – 1200

Приклад розрахунку енергоємності обробки. Для більш повного аналізу енергоємності обробки (умовного напруження різання σ) проведено експериментальні дослідження та встановлено ефективну потужність і продуктивність обробки під час шліфування плоскої деталі, виготовленої із сталі 3, абразивним кругом 1А1 440×250 із режимом різання: глибина шліфування $t=0,01$ мм; швидкість деталі $V_{дет} = 15$ м/хв; поперечна подача за подвійний хід круга – 25 мм, швидкість круга $V_{кр} = 35$ м/с. У результаті проведених експериментальних досліджень встановлено, що ефективна потужність шліфування дорівнює $N = 1,4$ кВт, а продуктивність обробки $Q = 3750$ мм³/хв. Виходячи із цього, енергоємність обробки дорівнює $E = 22,4$ Дж/мм³, а умовне напруження різання – $\sigma = 22400$ Н/мм².

Як видно, умовне напруження різання σ багаторазово перевищує межі міцності на стиск і зсув оброблюваного матеріалу. Це указує на те, що основну частину енергетичного балансу процесу шліфування складає енергія, що витрачається на подолання сили тертя, яка виникає в процесі шліфування. Таке велике значення умовного напруження різання σ , як буде показано далі, приводить до виникнення значної температури шліфування.

1.2. Розрахунок і аналіз умовного напруження різання

Для визначення умовного напруження різання σ під час лезової обробки (рис. 1.1) необхідно спроектувати тангенціальну P_z і радіальну P_y складові сили різання на площину (розташовану під кутом β до напрямку руху ріжучого інструменту), вздовж якої можливий зсув оброблюваного матеріалу, і визначити дотичне напруження [29; 30; 47]:

$$\tau = \frac{\sin\beta}{a \cdot b} \cdot (P_z \cdot \cos\beta - P_y \cdot \sin\beta), \quad (1.5)$$

де a, b – відповідно, товщина і ширина зрізу, м.

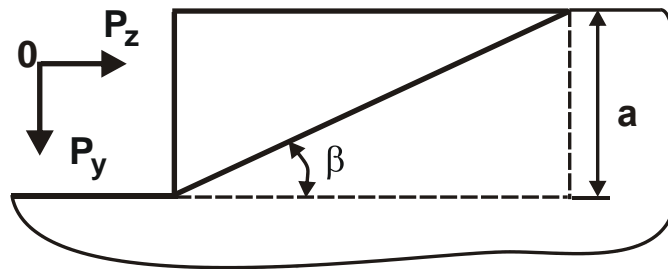


Рисунок 1.1 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення у процесі різання

Після перетворень залежності (1.5) отримано:

$$\tau = \frac{P_y}{a \cdot b} \cdot (0,5 \cdot K_{\text{різ}} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta), \quad (1.6)$$

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

Як видно, дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю зі зміною кута β . Отже, існує положення площини, у якій дотичне напруження τ досягає максимального значення і, відповідно, у якій відбувається зсув матеріалу. Тому, після підпорядкування дотичного напруження τ необхідній умові екстремуму $\tau'_\beta = 0$, отримано залежність для визначення екстремального значення кута β – умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\text{tg} 2\beta = K_{\text{різ}}. \quad (1.7)$$

Як витікає із залежності (1.7), зі збільшенням кута β коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ необмежено збільшується. За умови $\beta \rightarrow 45^\circ$ справедлива

умова $\beta \rightarrow 45^\circ$, яка має місце у процесі одновісного стискання припуску, що знімається, у вигляді прямолінійного бруса, поздовжньою силою P_z .

Із урахуванням тригонометричної функції $\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}$ і

залежності (1.7) залежність (1.6) можна перетворити до вигляду:

$$K_{\text{різ}}^2 \cdot (1 - \sin^2 2\beta) = \sin^2 2\beta. \quad (1.8)$$

У результаті отримано:

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

Із урахуванням тригонометричної функції $\sin^2 \beta = \frac{(1 - \cos 2\beta)}{2}$ і залежності (1.9) маємо:

$$\sin^2 \beta = \frac{(1 - \sqrt{1 - \sin^2 2\beta})}{2} = \frac{(1 - \sqrt{1 - \frac{K_{\text{різ}}^2}{1 + K_{\text{різ}}^2}})}{2}. \quad (1.10)$$

Після підстановки залежностей (1.9) і (1.10) у залежність (1.6) та її перетворення, отримано:

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

Помножуючи чисельник і знаменник залежності (1.11) на сполучену величину $(\sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2} + 1)$, маємо:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot b} \cdot \frac{K_{\text{різ}}^2}{(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2})}. \quad (1.12)$$

За умови $\tau = \tau_{\text{зсув}}$, виходячи із залежності (1.12), визначено радіальну складову сили різання:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}), \quad (1.13)$$

де $\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на зсув, Н/м².

Відповідно, із урахуванням отриманої залежності (1.13) тангенціальна складова сили різання P_z та умовне напруження різання σ аналітично опишуться:

$$P_z = K_{\text{різ}} \cdot P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right); \quad (1.14)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot b} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right) = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right), \quad (1.15)$$

де $\sigma_{\text{ст}} \approx 2 \cdot \tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м².

Характер зміни відношення $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$, що описується залежністю (1.15), показано у табл. 1.3 і на рис. 1.2.

Таблиця 1.3 – Розрахункові значення відношення $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$

$K_{\text{різ}}$	0,1	0,5	1	2	3	4	8
$\sigma/\sigma_{\text{ст}}$	20	4,24	2,41	1,62	1,39	1,28	1,13

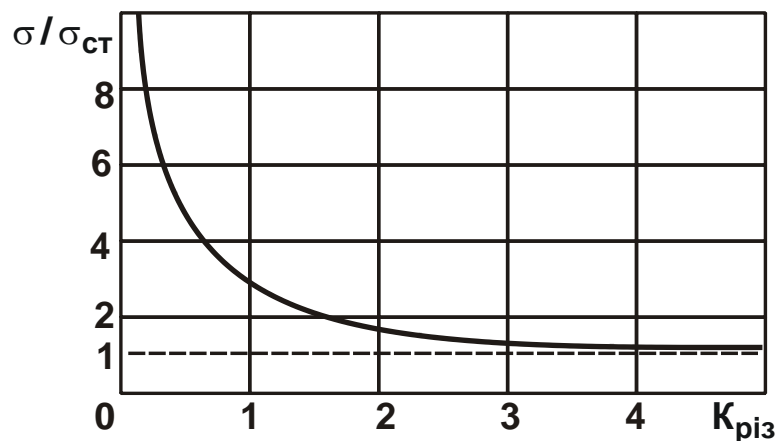


Рисунок 1.2 – Залежність відношення $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$ від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$

Як видно, відношення $\sigma/\sigma_{\text{ст}}$ і, відповідно, умовне напруження різання σ тим менше, чим більше коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$. За умови $K_{\text{різ}} \rightarrow \infty$ умовне напруження різання σ асимптотично наближається до межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу $\sigma_{\text{ст}}$. Отже, основною

умовою зменшення умовного напруження різання σ є збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$, що визначається залежністю (1.7).

Коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ може змінюватися у межах: $0 < K_{\text{різ}} < \infty$. Під час різання абразивним інструментом $K_{\text{різ}} < 1$, під час різання лезовим інструментом $K_{\text{різ}} \geq 1$. Зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$, виходячи із залежності (1.15), умовне напруження різання σ зменшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma \approx \sigma_{\text{ст}}$.

Таким чином, зменшити умовне напруження різання σ можна завдяки переходу від процесів шліфування, для яких $K_{\text{різ}} < 1$, до процесів лезової обробки, для яких $K_{\text{різ}} > 1$.

За умови $K_{\text{різ}} < 1$ залежність (1.15) приймає вигляд:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}}{K_{\text{різ}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}}}. \quad (1.16)$$

Як видно, зменшити умовне напруження різання σ можна, головним чином, збільшенням коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$. Цим показано, що умовне напруження різання σ залежить від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ та межі міцності оброблюваного матеріалу на стиск $\sigma_{\text{ст}}$.

Із урахуванням тригонометричної функції $\text{tg}2\beta = \frac{2 \cdot \text{tg}\beta}{1 - \text{tg}^2\beta}$ і залежності (1.7) умовне напруження різання σ , що описується залежністю (1.15), набуває спрощеного вигляду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\text{tg}\beta}. \quad (1.17)$$

Отже, умовне напруження різання σ цілком однозначно визначається умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу β : чим він більше, тим менше σ . Це узгоджується із відомими експериментальними даними.

Відповідно, до відомої формули професора Зворикіна К. О.:

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

збільшити кут β можна завдяки збільшенню позитивного переднього кута ріжучого інструмента γ та зменшенню умовного кута тертя ріжучо-

го інструмента із оброблюваним матеріалом ψ (або коефіцієнта тертя)
 $f = \operatorname{tg}\psi$.

Лезові інструменти виготовляють як з позитивним, так і з негативним переднім кутом, а ріжучі зерна шліфувального круга завжди мають умовний негативний передній кут. Тому під час шліфування умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β менше, ніж під час точіння, а коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} = \operatorname{tg}2\beta$, навпаки, більше під час точіння. Отже, виходячи із залежності (1.17), домогтися зменшення умовного напруження різання σ можна в умовах лезової обробки. Підтвердженням цьому є експериментальні дані, наведені в роботах [9; 84], за якими під час шліфування умовне напруження різання σ більше, ніж під час точіння. Додатковою умовою збільшення умовного напруження різання σ під час шліфування є наявність інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом [61; 74; 75].

Слід зазначити, що, як встановлено розрахунками [47], коефіцієнт усадки стружки $K_L = \sigma/\sigma_{\text{СТ}} = \operatorname{ctg}\beta$ пов'язаний прямо пропорційною залежністю із умовним напруженням різання σ і визначається кутом β . Отже, зменшити коефіцієнт усадки стружки K_L і, відповідно, зменшити силову напруженість процесу різання можна збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

1.3. Теоретичний аналіз і технологічні умови зменшення умовного напруження різання

У роботі [49] наведено аналітичну залежність для визначення енергоємності обробки, що дорівнює умовному напруженню різання σ , яку отримано із позиції процесів мікрорізання зернами шліфувального круга та стружкоутворення без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом [36]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{зсув}} \cdot \cos \alpha \cdot \cos \psi_1}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (1.19)$$

де $\tau_{\text{зсув}}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м²;

α – кут входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал;

$\psi_1 = \psi + \gamma$;

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

γ – негативний передній кут ріжучого зерна.

Із залежності (1.19) витікає, що зменшити енергоємність обробки σ можна, головним чином, шляхом збільшення знаменника залежності (1.19) завдяки зменшенню тригонометричної функції $\sin(\alpha + \psi_1)$, тобто зменшенню суми кутів $(\alpha + \psi_1) = (\alpha + \psi + \gamma)$. Для цього необхідно зменшити кути α , ψ і γ , що досягається:

- зміною форми мікрозрізів ріжучими зернами: переходом від зустрічного шліфування периферією круга ($\alpha > 0$, рис. 1.3,а) до кінематичних схем торцевого і попутного шліфування периферією круга, які реалізують умови $\alpha = 0$ і $\alpha < 0$ (рис. 1.3,б);

- зменшенням інтенсивності тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом і зменшенням негативного переднього кута ріжучого зерна γ шляхом застосування кругів із синтетичних надтвердих матеріалів, що характеризуються високою гостротою ріжучих кромek, а також шляхом застосування ефективних методів правлення шліфувального круга у процесі обробки, своєчасно усуваючи затуплені зерна із робочої поверхні круга.

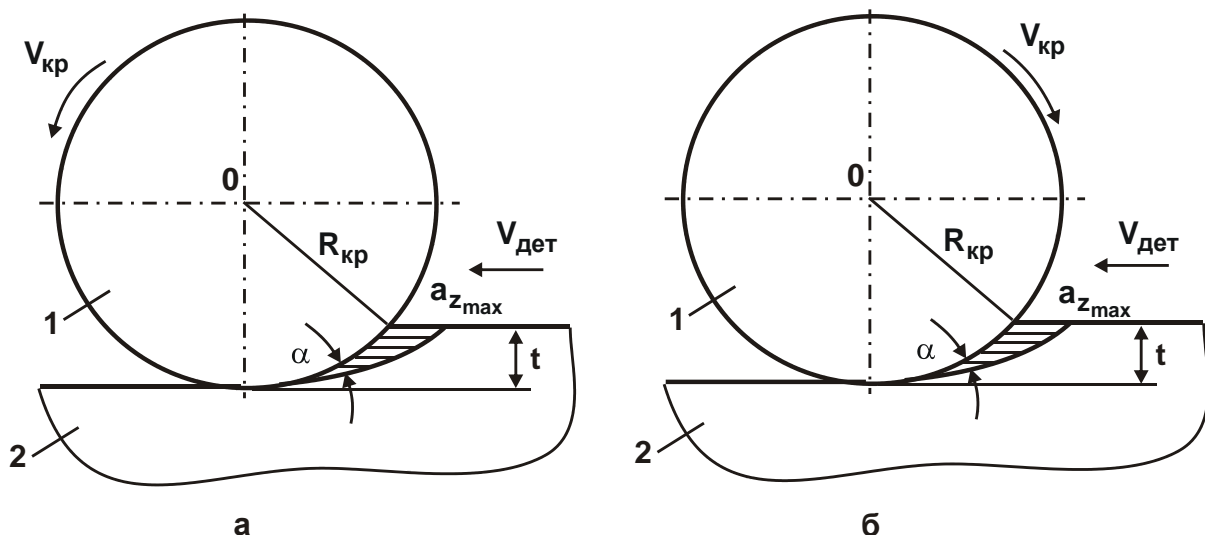


Рисунок 1.3 – Розрахункові схеми процесу шліфування:

а – зустрічне шліфування (випадок $\alpha > 0$);

б – попутне шліфування (випадок $\alpha < 0$);

1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь

Як видно, найбільшого ефекту обробки можна досягти під час здійснення процесу шліфування за схемою, що реалізує умову $\alpha < 0$, тобто за схемою попутного шліфування, коли товщина зрізу в початковий момент приймає найбільше значення і зменшується в міру урізання ріжучого зерна в оброблюваний матеріал.

Необхідно зазначити, що сума кутів $(\alpha + \psi_1)$ повинна бути меншою за 90° . В іншому випадку процес різання і, відповідно, утворення мікростружок і знімання металу під час шліфування неможливий, оскільки $\sin(\alpha + \psi_1) \rightarrow 1$, а умовне напруження різання (енергоємність обробки) $\sigma \rightarrow \infty$, що призведе лише до пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без його зрізання.

Цим можна пояснити високу силову і теплову напруженість процесу шліфування периферією круга, оскільки можливий випадок, коли сума кутів $(\alpha + \psi_1) \rightarrow 90^\circ$, а умовне напруження різання (енергоємність обробки) $\sigma \rightarrow \infty$.

Цим також можна пояснити ефективність застосування торцевого шліфування, що реалізує умову $\alpha = 0$ та забезпечує зменшення суми кутів $(\alpha + \psi_1)$, а, відповідно, і умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ . Завдяки даному фізичному ефекту обробки отримала широке застосування на практиці схема загострювання ріжучих лезових твердосплавних інструментів торцевими шліфувальними кругами, виготовленими із синтетичних надтвердих матеріалів, що характеризуються невеликими значеннями негативного переднього кута ріжучого зерна γ . Крім того, синтетичні надтверді матеріали мають найменший коефіцієнт тертя f (найменший умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ψ), що сприяє зменшенню тригонометричної функції $\sin(\alpha + \psi_1)$ у залежності (1.19) і, відповідно, зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ . У результаті під час шліфування забезпечується висока якість оброблювальних поверхонь, виключається утворення на них різних температурних дефектів (припикань, мікротріщин тощо).

Як зазначалося раніше, найбільшого ефекту обробки досягають під час попутного шліфування, коли кут $\alpha < 0$. У цьому випадку зменшуються сума кутів $(\alpha + \psi_1)$ і тригонометрична функція $\sin(\alpha + \psi_1)$, а, відповідно, знаменник залежності (1.19). Також зменшується тригоно-

метрична функція $\cos \alpha = \cos(-\alpha)$ в чисельнику залежності (1.19), що створює додатковий ефект зменшення умовного напруження різання σ .

Слід зазначити, що із залежності (1.19) витікає неоднозначний характер зміни умовного напруження різання σ зі збільшенням кута ψ_1 . Завдяки зменшенню знаменника залежності (1.19) умовне напруження різання σ збільшується і за умови $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$ прагне до нескінченності. Тригонометрична функція $\cos \alpha$, що є у чисельнику залежності (1.19), навпаки, зменшується зі збільшенням кута ψ_1 і за умови $\psi_1 = 90^\circ$ набуває нульового значення. Отже, у діапазоні $0 < \psi_1 < 90^\circ$ повинен існувати екстремум функції σ .

Для визначення екстремального характеру зміни умовного напруження різання σ від кута ψ_1 слід підкорити функцію σ необхідній умові екстремуму ($\sigma'_{\psi_1} = 0$). Для зручності аналізу залежність (1.19) із урахуванням перетворення $\sin(\alpha + \psi_1) = \sin \alpha \cdot \cos \psi_1 + \cos \alpha \cdot \sin \psi_1$ необхідно подати у вигляді:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\left(\frac{1}{\cos \alpha \cdot \cos \psi_1} - \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \psi_1 \right)}. \quad (1.20)$$

Тоді

$$\sigma'_{\psi_1} = \frac{-2 \cdot \tau_{зсув}}{\left(\frac{1}{\cos \alpha \cdot \cos \psi_1} - \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \psi_1 \right)^2} \cdot \left(\frac{\sin \psi_1}{\cos \alpha \cdot \cos^2 \psi_1} - \frac{1}{\cos^2 \psi_1} \right) = 0. \quad (1.21)$$

Після розв'язання отриманого рівняння (1.21), визначено екстремальне значення кута ψ_1 :

$$\sin \psi_1 = \cos \alpha. \quad (1.22)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна σ''_{ψ_1} у точці екстремуму набуває негативного значення. Тому має місце максимум функції σ у точці екстремуму.

В узагальненому вигляді характер зміни функції $\sigma / 2\tau_{зсув}$, яка визначається залежністю (1.19), зі збільшенням кута ψ_1 показаний в табл. 1.4 і на рис. 1.4. Як видно, незалежно від значення кута α , функція $\sigma / 2\tau_{зсув}$ набуває нескінченного значення за умови $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$.

Так, за умови $\alpha = 0$ нескінченне значення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ досягається за значенням $\psi_1 = 90^\circ$ (рис. 1.4,а); за умови $\alpha = 45^\circ$ – відповідно, за значенням $\psi_1 = 45^\circ$ (рис. 1.4,б); за умови $\alpha = -45^\circ$ – відповідно, за значенням $\psi_1 = 135^\circ$ (рис. 1.4,в).

Таблиця 1.4 – Розрахункові значення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$

$\psi_1, ^\circ$	0	30	45	60	90	135
$\alpha = 0$	1	1,73	2,41	3,72	∞	–
$\alpha = 45^\circ$	2,41	18	∞	10,1	0	–
$\alpha = -45^\circ$	0,41	0,48	0,5	0,47	0	∞

За позитивних значень кута α ($\alpha = 0$; $\alpha = 45^\circ$) екстремум функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ відсутній, а за негативних значень кута α – екстремум існує і, відповідно до залежності (1.22) і табл. 1.4, за умови $\alpha = -45^\circ$ досягається за значенням кута $\psi_1 = 45^\circ$. За значенням кута $\psi_1 = 90^\circ$ функція $\sigma/2\tau_{зсув}$ набуває нульового значення як із позитивними, так і негативними значеннями кута α (за винятком випадку $\alpha = 0$).

Встановлений характер зміни функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ обумовлено зміною умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , який у загальному вигляді описується аналітичною залежністю:

$$\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha - \psi_1}{2}. \quad (1.23)$$

Зі збільшенням кута ψ_1 кут β зменшується, що і визначає збільшення функції $\sigma/2\tau_{зсув}$. Для значення кута $\psi_1 = 90^\circ - \alpha$, за яким функція $\sigma/2\tau_{зсув}$ набуває нескінченного значення, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу $\beta = \alpha$. У даному випадку кут β дорівнює куту входу абразивного зерна в оброблюваний матеріал α , тобто відсутній процес різання та стружкоутворення, має місце лише процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

Для значення кута $\psi_1 > 90^\circ - \alpha$ кут $\beta < \alpha$. Отже, і в цьому випадку має місце процес пружно-пластичного деформування матеріалу без від-

ділення стружки. Це узгоджується із розрахунковими даними функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ для випадків $\sigma/2\tau_{зсув} = 0$ та $\sigma/2\tau_{зсув} = 45^\circ$, наведених у табл. 1.4 і на рис. 1.4,а,б.

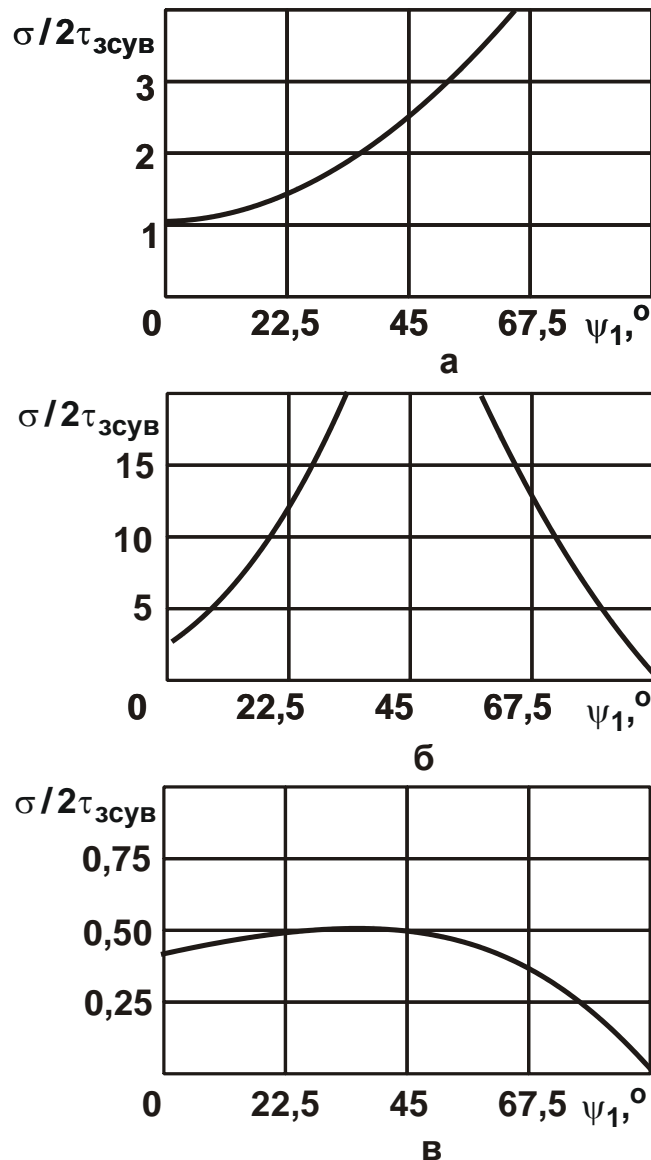


Рисунок 1.4 – Характер зміни функції $\sigma/2\tau_{зсув}$ залежно від кута ψ_1 :

а – $\alpha = 0$; б – $\alpha = 45^\circ$; в – $\alpha = -45^\circ$

Як видно, у діапазоні зміни кута $\psi_1 < 90^\circ - \alpha$ відбувається процес різання та стружкоутворення, а у діапазоні $\psi_1 > 90^\circ - \alpha$ – процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без відділення стружки (рис. 1.4,а,б).

Для кута $\alpha = -45^\circ$ зі збільшенням кута ψ_1 , відповідно залежності (1.23), умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β зменшується і за досягненням значення $\psi_1 = 45^\circ$ дорівнює нулю, тобто у цьому випадку процес різання та стружкоутворення переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

Для кута $\psi_1 > 45^\circ$ кут β приймає негативні значення, що виключає можливість здійснення процесу різання та стружкоутворення. Отже, у діапазоні зміни кута $\psi_1 < \alpha^*$ (де кут α^* визначається із залежності (1.22)), відбувається процес різання та стружкоутворення, а у діапазоні зміни кута $\psi_1 > \alpha^*$ – процес пружно-пластичного деформування матеріалу без відділення стружки. Таким чином, використовуючи аналітичну залежність для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , можна науково обґрунтовано підійти до обґрунтування характеру зміни функції $\sigma / 2\tau_{зсув}$.

Очевидно, зі збільшенням кута α енергоємність обробки σ збільшується. Найменші значення σ у цьому випадку досягаються для кута $\alpha = -45^\circ$. Із цього можна зробити висновок про те, що у залежності (1.19) переважає знаменник, оскільки саме він визначає умови здійснення процесів різання та стружкоутворення і, відповідно, характер зміни енергоємності обробки σ від кутів ψ_1 і α .

Відомо також, що, аналогічно шліфуванню, точіння ефективно здійснювати із негативним кутом α . Цим пояснюється ефективність практичного використання тангенціального точіння, коли різання здійснюється зі змінною товщиною зрізу, що змінюється від максимального значення до нуля.

Традиційні схеми точіння реалізують умову $\alpha = 0$. У цьому випадку залежність (1.19) можна спростити та подати у вигляді:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi_1}{2}\right)}. \quad (1.24)$$

Із урахуванням відомої формули професора Зворикіна К. О. (1.18) для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу (під час точіння), яка для кута $\alpha = 0$ ідентична залежності (1.23), залежність (1.24) для позитивного переднього кута різця γ набуває вигляду:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} \quad (1.25)$$

Згідно залежностей (1.24) і (1.25), зменшити енергоємність обробки σ можна цілком однозначно шляхом зменшення кута ψ_1 або збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

Розглядаючи під час точіння кут $\psi_1 = \psi - \gamma$, видно, що зменшити його можна зменшенням умовного кута тертя передньої поверхні різця із утвореною стружкою ψ , і зменшенням позитивного переднього кута різця γ . Виходячи із залежності (1.24), найменше значення енергоємності обробки σ досягається для кута $\psi_1 = 0$, тобто за умови $\psi = \gamma$, де γ – позитивний передній кут різця.

Безсумнівно, і під час лезової обробки, як і під час шліфування, можна реалізувати умову $\alpha < 0$, забезпечуючи цим зменшення енергоємності обробки σ . Ця умова реалізується, наприклад, під час попутного фрезерування, особливо, торцевою фрезею.

Із залежності (1.25) витікає, що під час точіння енергоємність обробки σ набуває завжди менших значень, ніж під час шліфування, оскільки у цьому випадку умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β більше. Це витікає із формули професора Зворикіна К. О. (1.18), яка для умов шліфування набуває вигляду:

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \quad (1.26)$$

внаслідок наявності на ріжучих зернах негативного переднього кута γ . Отже, як вже зазначалося, зменшення негативного переднього кута ріжучого зерна γ є найважливішою умовою зменшення умовного напруження різання σ . Цим пояснюється можливість під час точіння досягти значно більшої продуктивності обробки, ніж під час шліфування, не допускаючи при цьому утворення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів. Тому в останні роки на практиці все ширше на фінішних операціях механічної обробки замість шліфування застосовують сучасні технології високошвидкісного точіння і фрезерування, які забезпечують кращі показники продуктивності і якості обробки. Особливо ефективно застосування алмазного точіння, яке завдяки високій гостроті ріжучої кромки і низького коефіцієнта тертя забезпечує різке зменшення сили і температури різання та високоякісну обробку.

Поряд із умовним напруженням різання (енергоємністю обробки) σ , найважливішим параметром процесу різання є відношення тангенціальної P_z та радіальної P_y складових сили різання [49]:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha + \psi_1)}. \quad (1.27)$$

У табл. 1.5 і на рис. 1.5 показано характер зміни відношення P_z/P_y залежно від кута ψ_1 .

Таблиця 1.5 – Розрахункові значення відношення P_z/P_y

$\psi_1, ^\circ$	0	30	45	60	90
$\alpha = 0$	∞	1,7	1,0	0,55	0
$\alpha = 45^\circ$	1,0	0,28	0	–	–
$\alpha = -45^\circ$	–	–	∞	4,0	1,0

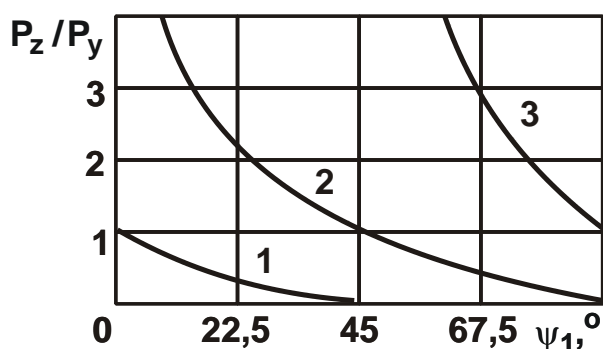


Рисунок 1.5 – Характер зміни відношення P_z/P_y залежно від кута ψ_1 :

1 – $\alpha = 0$; 2 – $\alpha = 45^\circ$; 3 – $\alpha = -45^\circ$

Як видно, відношення P_z/P_y зменшується зі збільшенням кута ψ_1 , причому для кута $\alpha = 0$ – у всьому діапазоні зміни кута ψ_1 (від 0 до 90°). Зі збільшенням кута α ($\alpha = 45^\circ$) діапазон зміни кута ψ_1 звужується (від 0 до 45°), а для негативного значення $\alpha = -45^\circ$ – зміщується в область більших значень кута ψ_1 (від 45° до 90°). Найбільших значень відношення P_z/P_y досягає за негативного значення $\alpha = -45^\circ$, коли найбільш ефективно протікають процеси різання та стружкоутворення,

особливо, зі збільшених значень кута ψ_1 та негативного переднього кута ріжучого зерна γ .

Як витікає із залежності (1.27), зі збільшенням суми кутів $(\alpha + \psi_1)$ відношення P_z/P_y зменшується, що указує на переважання у силувій напруженості процесу різання радіальної P_y складової сили різання. Отже, під час шліфування відношення P_z/P_y більше, ніж під час лезової обробки внаслідок більшого кута ψ_1 , оскільки під час шліфування $\psi_1 = \psi + \gamma$, а під час точіння $\psi_1 = \psi - \gamma$.

Таким чином, показано, що між енергоємністю обробки (умовним напруженням різання) σ і відношенням P_z/P_y існує зворотний зв'язок: більшому значенню σ відповідає менше значення P_z/P_y . Цим можна пояснити те, що під час шліфування відношення P_z/P_y змінюється у межах $0 \dots 1$, а під час лезової обробки відношення $P_z/P_y > 1$ і може набувати значення до 10.

Незначне значення відношення P_z/P_y під час шліфування обумовлено незначним відношенням товщини зрізу a_z до радіусу округлення вершини ріжучого зерна R , тобто a_z/R . Відомо, що перехід від процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу до процесу різання можливий за мови досягнення відношення a_z/R , що дорівнює $0,04 \dots 0,08$ (за даними професора Крагельського І. В.). Тому із точки зору підвищення ефективності процесу різання необхідно збільшувати відношення a_z/R , відповідно, і відношення P_z/P_y , шляхом зменшення кутів α і ψ_1 . Це сприятиме зменшенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) σ .

Радіус округлення вершини ріжучого зерна R можна виразити через його негативний передній кут γ (рис. 1.6). Для цього необхідно встановити кут $\varphi = 90^\circ - \gamma$ за умови:

$$\frac{R - a_z}{R} = \cos \varphi, \quad (1.28)$$

звідки

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.29)$$

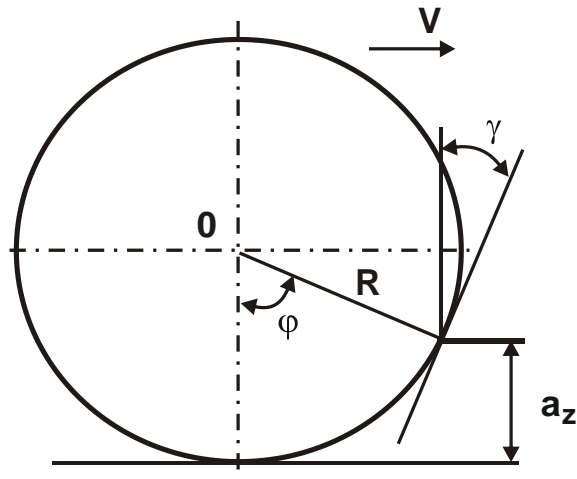


Рисунок 1.6 – Розрахункова схема відношення a_z/R

Отже, зі збільшенням кута γ відношення a_z/R зменшується, що, відповідно, призводить до зменшення відношення P_z/P_y та збільшення енергоємності обробки σ . Як показує практика, під час шліфування гострозаточеним алмазним кругом відношення a_z/R може бути збільшене аж до 1. У цьому випадку $\gamma \rightarrow 0$.

Під час точіння передній кут різця γ набуває позитивного значення, тому залежність (1.29) приймає вигляд:

$$\frac{a_z}{R} = 1 + \sin \gamma. \quad (1.30)$$

Отже, відношення a_z/R більше 1, що узгоджується із практикою механічної обробки.

Виходячи із залежності (1.26), за умови $\beta = 0$ можна встановити максимально можливе значення кута $\psi_1 = \psi + \gamma$, за яким може здійснюватися процес мікрорізання одиничним зерном. Як видно, ця умова виконується для кута $\psi_1 = 90^\circ$, тобто для негативного переднього кута ріжучого зерна $\gamma = 90^\circ - \psi$.

Якщо умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом $\psi \rightarrow 0$, то кут $\gamma \rightarrow 90^\circ$. У цьому випадку може здійснюватися знімання металу фактично затупленим зерном. Зі збільшенням кута ψ граничний негативний передній кут ріжучого зерна γ необхідно зменшувати, тобто утворення мікрорізу відбуватиметься під час мікрорізання гострішим зерном.

Відношення a_z/R із урахуванням кута $\gamma = 90^\circ - \psi$ можна подати:

$$\frac{a_z}{R} = 1 - \sin(90^\circ - \psi) = 1 - \cos \psi. \quad (1.31)$$

Як видно, відношення a_z/R однозначно визначається кутом ψ (табл. 1.6, рис. 1.7): чим він більше, тим більше відношення a_z/R . Із фізичної точки зору це означає, що, згідно залежності $\gamma = 90^\circ - \psi$, зменшується негативний передній кут ріжучого зерна γ , а це сприяє поліпшенню умов стружкоутворення, збільшенню відношень a_z/R і P_z/P_y , зменшенню енергосмності обробки σ .

Таблиця 1.6 – Розрахункові значення коефіцієнта тертя $f = \operatorname{tg}\psi$, негативного переднього кута ріжучого зерна γ і відношення a_z/R

ψ , градус	0	10	20	30	40	45
f	0	0,176	0,364	0,577	0,839	1,0
γ , градус	90	80	70	60	50	45
a_z/R	0	0,015	0,06	0,134	0,234	0,29

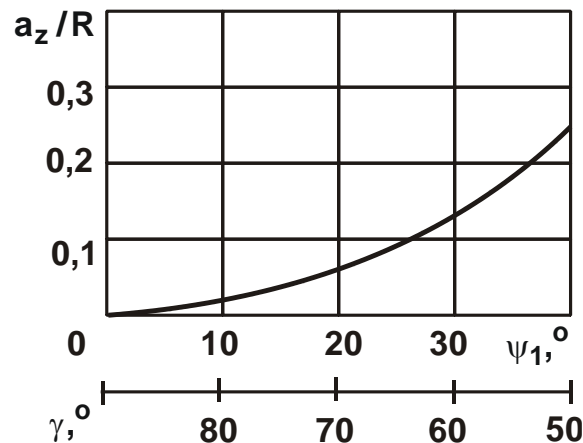


Рисунок 1.7 – Залежність відношення a_z/R від умовного кута тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ψ (негативного переднього кута ріжучого зерна γ)

Як відомо, мінімальне значення відношення a_z/R , за яким відбувається перехід від процесу пружно-пластичного деформування матеріалу до процесу різання (під час мікрорізання одиничним зерном), за

експериментальними даними професора Богомолова М. І. [3; 48], дорівнює 0,04 ... 0,08, а за експериментальними даними професора Крагельського І. В. дорівнює 0,14 ... 0,17 [7; 48]. Згідно табл. 1.6, це досягається за значеннями кута $15^\circ < \psi < 30^\circ$, що відповідає коефіцієнту тертя $0,2 < f < 0,4$ та досягається в умовах тертя оброблюваної сталі з абразивним зерном. Таким чином, теоретично обґрунтовано відомі експериментальні дані, що визначають умови здійснення процесу мікрорізання одиничним зерном.

Визначимо умови зменшення тангенціальної P_z і радіальної P_y складових сили різання під час точіння, виходячи із наступних залежностей:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{зріз}}; \quad (1.32)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot S_{\text{зріз}}. \quad (1.33)$$

Як видно, зменшити складові сили різання P_z і P_y можна зменшенням лише енергоємності обробки σ , оскільки зменшення параметрів режиму різання S і t призводить до зменшення продуктивності обробки, що неефективно. Зменшення P_y передбачає зменшення енергоємності обробки σ та збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$. Як показано раніше, параметри σ і $K_{\text{різ}}$ взаємопротилежні, що посилює вплив кута $(\alpha + \psi_1)$, що входить у залежності (1.19) і (1.27), на радіальну P_y складову сили різання, тобто кут $(\alpha + \psi_1)$ більшою мірою впливає на P_y , ніж на P_z .

Під час шліфування у залежностях (1.32) і (1.33) замість параметра $S_{\text{зріз}}$ необхідно розглядати миттєву сумарну площу поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{кр}}$, де $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с; B – ширина шліфування, м; $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с; t – глибина шліфування, м; $V_{\text{кр}}$ – швидкість круга, м/с. Тоді залежності (1.32) і (1.33) набувають вигляду:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}; \quad (1.34)$$

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (1.35)$$

де $K_{ш} = K_{різ}$ – коефіцієнт шліфування ($K_{ш} < 1$).

Із залежностей (1.34) і (1.35) витікає, що досягти найбільш суттєвого зменшення складових сили різання під час шліфування можна шляхом збільшення швидкості круга $V_{кр}$. Власне, цим обумовлено основний ефект шліфування, який вигідно відрізняє його від процесу точіння.

1.4. Розрахунок і аналіз температури різання

Крім силової дії, ріжучий інструмент та оброблювана поверхня піддаються ще й тепловій дії у результаті перетворення механічної енергії у теплову енергію і появи значної температури різання θ . Це може негативно впливати на якість обробленої поверхні у зв'язку із появою на ній різного роду температурних дефектів (припикань, утворення мікротріщин тощо), що приводить до зниження її експлуатаційних характеристик [19; 27; 52; 106].

Визначити температуру різання можна за умови рівності роботи різання $A = N \cdot \tau$ (наприклад, під час точіння) і кількості тепла $Q_{тепло} = c \cdot m \cdot \theta$, яке виділяється в процесі різання та повністю переходить до стружок, що утворюються, тобто за умови:

$$N \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (1.36)$$

де $N = P_z \cdot V = \sigma \cdot S_{зріз} \cdot V$ – потужність різання, Вт;

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

$m = \rho \cdot S_{зріз} \cdot l$ – маса знятого матеріалу, кг;

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

$l = V \cdot \tau$ – довжина шляху різання, м.

Після перетворень залежності (1.36), маємо

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.37)$$

Як видно, температура різання θ однозначно визначається умовним напруженням різання σ : чим більше σ , тим більше температура різання θ .

У табл. 1.2 наведено розраховані за залежністю (1.37) та наведеними у цій же таблиці значеннями умовного напруження різання σ значення температури різання θ , що виникає під час обробки сталі 45, для якої $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.).

Як витікає із табл. 1.2, температура різання θ може перевищувати температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Це пов'язано із тим, що все тепло, яке виділяється у процесі різання, концентрується лише у об'ємі матеріалу, що видаляється із оброблюваної деталі, тобто у зрізаній стружці. Під час встановлення залежності (1.36) було прийнято, що у поверхневий шар оброблюваної деталі, ріжучий інструмент та мастильно-охолоджувальну рідину тепло не надходить. У цьому випадку матеріал, що видаляється, може нагріватися до температури, достатньої для його термічного руйнування (випаровування).

У дійсності, під час різання частина тепла надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі, ріжучий інструмент, мастильно-охолоджувальну рідину тощо. Тому фактично температура різання набуває значно менших значень – як правило, у межах температури плавлення оброблюваного матеріалу. Отже, температура різання, що визначається залежністю (1.37), є максимальною температурою різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Однак вона не проявляється у процесі різання, оскільки є умовною величиною, що визначає потенційні (теплофізичні та енергетичні) можливості процесу різання. Разом із тим, знання максимальної температури різання, яка визначається залежністю (1.37), має велике наукове та практичне значення для розуміння сутності теплових явищ, що виникають у процесі різання.

Очевидно, чим більше максимальна температура різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ і чим значніше вона перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу, тим менше коефіцієнт корисної дії процесу різання, оскільки при цьому використовується лише невелика частина теплового балансу процесу різання.

Ідеальним слід розглядати тепловий баланс процесу різання, за яким все тепло, що виникає у процесі різання, витрачається лише на нагрівання об'єму матеріалу, що видаляється у процесі різання, тобто на нагрівання лише зрізаної стружки. Тому в реальних умовах механічної обробки необхідно прагнути до того, щоб максимальна температура різання не перевищувала температуру плавлення оброблюваного

матеріалу. Це буде відповідати 100 % використання теплового балансу процесу різання. У іншому випадку буде використовуватися лише його дуже незначна частина.

Особливо це стосується процесів шліфування, для яких, як показано у табл. 1.2, максимальна температура різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ перевищує температуру плавлення оброблюваного металу більш ніж у 10 разів. В умовах лезової обробки максимальна температура різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ значно менше, хоча теж може перевищувати температуру плавлення оброблюваного металу. Тому перехід від процесів шліфування до процесів точіння дозволяє до 20 разів зменшити умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) і, відповідно, у таку ж кількість разів зменшити максимальну температуру різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Це призводить до зменшення максимальної температури різання до значення, яке може бути менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, а це дозволяє використати до 100 % теплового балансу процесу різання. У цьому випадку температура різання не є обмежуючим чинником збільшення швидкості різання V із точки зору забезпечення високої якості обробки, що виключає утворення на поверхнях оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Однак, можуть мати обмеження із точки зору зниження зносостійкості ріжучого інструменту у зв'язку зі збільшенням температури різання. Тому необхідно застосовувати інструментальні матеріали, які характеризуються високою твердістю в умовах підвищених температур різання [94].

Ефект зменшення параметрів σ і $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ під час точіння відбувається внаслідок того, що процес точіння здійснюється зі значно більшими товщинами зрізу порівняно із шліфуванням. Крім того, під час шліфування відбувається інтенсивне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, а це призводить до значного підвищення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Тому зменшення інтенсивності тертя у процесі шліфування та забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга є важливим чинником зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Це досягається, наприклад, в умовах шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею [16; 87; 105 – 107], під час якого відбувається інтенсивне механічне правлення круга і забезпечується його

висока ріжуча здатність на протязі усього часу обробки. У результаті зменшуються енергоємність обробки і температура різання. При цьому періодичність контактів робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю також сприяє зменшенню температури різання. У цих умовах працездатними стають навіть абразивні круги, які в умовах звичайного шліфування (суцільні круги) неспроможні здійснювати знімання оброблюваного матеріалу, тобто були непрацездатні.

Цим показано, що максимальна температура різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ повною мірою залежить від умовного напруження різання σ , яке в умовах механічної обробки є похідним параметром енергоємності обробки E . Важливою умовою зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні обробки слід розглядати застосування ефективних методів механічного та електрофізичного правлення абразивних і алмазних кругів, застосування імпрегнованих (термооброблених) абразивних кругів та високопористих кругів, ефективних технологічних середовищ тощо [9; 10; 76; 80; 86; 88; 94; 105].

Для зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) в умовах лезової обробки ефективно використовувати ріжучі інструменти зі зносостійкими покриттями, які забезпечують їх високу ріжучу здатність і дозволяють зменшити умовне напруження різання σ шляхом зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

У наведеному раніше прикладі щодо шліфування плоскої деталі, виготовленої із сталі 3, абразивним кругом 1A1 440×250 із режимом різання: глибина шліфування $t=0,01$ мм; швидкість деталі $V_{\text{дет}} = 15$ м/хв; поперечна подача за подвійний хід круга – 25 мм, швидкість круга $V_{\text{кр}} = 35$ м/с встановлено, що умовне напруження різання $\sigma = 22400$ Н/мм². Тоді, виходячи із залежності $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, максимальна температура шліфування дорівнює $\theta_{\max} = 4544$ °С, що значно перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Теплофізичні властивості оброблюваного матеріалу – сталі 3 дорівнюють: $c \cdot \rho = 4,93 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\lambda = 40,8$ Дж/(м·с·град); $a = 8,27 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Отже, це є ще одним підтвердженням того, що основну частину енергетичного балансу процесу шліфування складає енергія, що витрачається на подолання сили тертя, яка виникає в процесі шліфування.

Для більш детального аналізу температури різання θ слід залежність (1.37) із урахуванням залежності (1.15) представити у вигляді:

$$\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{K_{різ}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right). \quad (1.38)$$

Як видно, зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ}$ температура різання θ зменшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma_{ст}/(c \cdot \rho)$. Якщо прийняти відношення $\sigma_{ст}/(c \cdot \rho) = \theta_0$ сталою величиною, то графік зміни відношення θ/θ_0 від коефіцієнта різання $K_{різ}$ прийме вигляд, показаний на рис. 1.8. У цьому випадку відношення θ/θ_0 зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ}$ буде постійно зменшуватися, асимптотично наближаючись до значення 1, що аналогічно зміні відношення $\sigma/\sigma_{ст}$ від $K_{різ}$ (рис. 1.2).

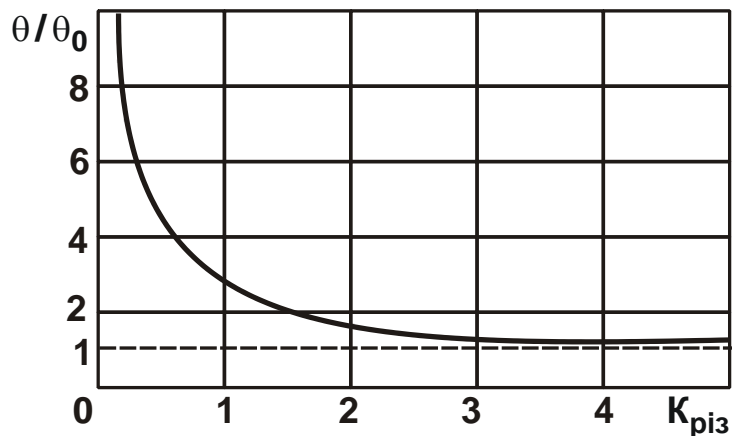


Рисунок 1.8 – Залежність відношення θ/θ_0 від коефіцієнта різання $K_{різ}$

Як витікає із рис. 1.8, відношення θ/θ_0 може приймати достатньо великі значення в діапазоні зміни коефіцієнта різання $K_{різ}$ – від 0 до 1, тобто в діапазоні функціонування процесів абразивної обробки. В діапазоні функціонування процесів лезової обробки ($K_{різ} > 1$) відношення $\theta/\theta_0 \rightarrow 1$, тобто можна прийняти умову: $\theta \approx \sigma_{ст}/(c \cdot \rho)$.

Власне, наведеним на рис. 1.8 графікам і пояснюється причина утворення під час шліфування значної температури різання. Тому зменшити температуру різання θ можна зменшенням коефіцієнта різання $K_{різ}$ шляхом підвищення ріжучої здатності шліфувального круга та забезпечення інтенсивного охолодження зони шліфування.

1.5. Обґрунтування закономірностей формування температури шліфування та умов її зменшення

У роботі [80] експериментально встановлено, що контактна температура t_k (температура різання θ) під час мікрорізання одиничним зерном сталі ШХ15 зі збільшенням товщини зрізу h_M збільшується до значення $1500\text{ }^\circ\text{C}$ (рис. 1.9), тобто до температури, близької до температури плавлення сталі ШХ15.

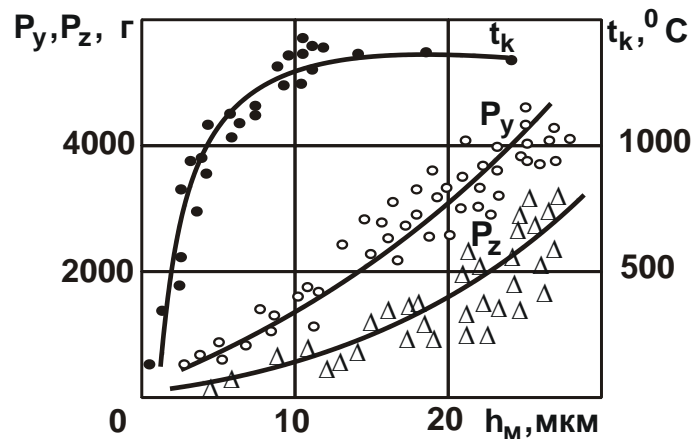


Рисунок 1.9 – Залежності контактної температури t_k та складових сили різання P_y і P_z (у грамах) від глибини різання h_M під час мікрорізання сирової сталі ШХ15 конусом із швидкістю $27,5\text{ м/с}$

Розраховані за залежністю (1.37) значення температури різання θ перевищують значення температури $1500\text{ }^\circ\text{C}$. Так, експериментально встановлено, що під час мікрорізання із товщиною зрізу $h_M = 10\text{ мкм}$ умовне напруження різання досягає значення $\sigma = 16 \cdot 10^3\text{ Н/мм}^2$. Відповідно, температура різання θ , яку розраховано за залежністю (1.37), дорівнює $3200\text{ }^\circ\text{C}$. Така розбіжність розрахункових і експериментальних значень температури різання, як показано раніше, пов'язана із тим, що частина тепла, яка виділяється під час мікрорізання, витрачається на нагрівання як стружки, що утворюється (39 %), так і поверхневого шару оброблюваного матеріалу (61 %). У даному випадку за умови досягнення температури різання $\theta = 1500\text{ }^\circ\text{C}$ (приблизно рівної температурі плавлення сталі ШХ15) умовне напруження різання дорівнює

$\sigma = 6,25 \cdot 10^3$ Н/мм². Решта умовного напруження різання, що дорівнює $\sigma = 9,75 \cdot 10^3$ Н/мм², визначає інтенсивність силової дії на поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Отже, у стружку надходить менше тепла, ніж у поверхневий шар оброблюваного матеріалу [94 – 96].

Під час шліфування частка тепла, що надходить до поверхневого шару оброблюваного матеріалу, порівняно із процесом мікрорізання одиничним зерном, ще більше перевищує частку тепла, що надходить до стружки, що утворюється. Вона може досягати 80 – 90 %. Це пов'язано із наявністю додаткового процесу тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, що указує на необхідність зменшення інтенсивності процесу тертя під час шліфування шляхом підвищення ріжучої здатності шліфувального круга завдяки застосуванню ефективних методів правлення круга, використання високопористих, імпрегнованих і переривчастих шліфувальних кругів. Особливо значний позитивний ефект шліфування досягається від використання шліфувальних кругів із переривчастою робочою поверхнею. У цьому випадку, із одного боку, у момент переривання процесу шліфування відбувається часткове охолодження оброблюваної поверхні та зменшується температура її нагрівання. Із іншого боку, внаслідок ударно-циклічної взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю підвищується силова напруженість процесу різання та відбувається інтенсивне руйнування робочої поверхні переривчастого круга. Це призводить до безперервного механічного правлення переривчастого круга в процесі шліфування і підвищення його ріжучої здатності та, відповідно, до зменшення сили і температури різання. Таким чином, зменшення температури різання в умовах переривчастого шліфування відбувається за двома каналами. По-перше, завдяки періодичному перериванню процесу шліфування та частковому охолодженню оброблюваної поверхні, а по-друге, завдяки безперервному відновленню в процесі шліфування ріжучої здатності переривчастого круга.

У працях професора Якимова О. В. [105 – 108] на основі проведених експериментальних досліджень встановлено, що під час переривчастого шліфування сила і температура різання зменшуються, стійкість переривчастого круга збільшується, однак, має місце підвищене зношування переривчастого круга. У результаті це створює сприятливі умови для бездефектної обробки, особливо під час шліфування виро-

бів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Причому, як встановлено, в умовах переривчастого шліфування цілком працездатні абразивні круги підвищеної твердості, які в умовах звичайного шліфування швидко затуплюються, засалюються і втрачають ріжучу здатність.

Розрахунками встановлено, що під час шліфування до 90 % тепла, що виділяється, надходить до оброблюваної деталі, а решта тепла надходить до стружок, що утворюються. Під час точіння, навпаки, до 90 % тепла, що виділяється в процесі різання, надходить до стружки, що утворюється. Виходячи із цього, отримано принципово різні аналітичні залежності для визначення температури різання.

Так, під час плоского шліфування периферією круга температура різання визначається залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{\text{дет}}}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}, \quad (1.39)$$

де $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м²/с;

λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·град.);

t – глибина шліфування, м;

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

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м.

Під час обробки лезовим інструментом температура різання визначається залежністю (1.37).

Розрахунками встановлено, що множник $\sqrt{\frac{t \cdot V_{\text{дет}}}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}$, який

входить у залежність (1.39), завжди менше одиниці і набуває значення 0,05 ... 0,2. Виходячи із цього, температура різання лезовим інструментом повинна бути в декілька разів більше температури шліфування внаслідок того, що під час шліфування фактично все тепло, що утворюється, із-за теплопровідності матеріалу надходить до оброблюваної деталі. Однак, насправді такого не відбувається. Як показує практика, температура різання під час шліфування завжди більше за температуру різання лезовим інструментом. Пояснити цю закономірність можна

на основі аналізу отриманої залежності для визначення умовного напруження різання:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{\text{ст}} \cdot \text{tg}(\psi - \gamma). \quad (1.40)$$

Щодо процесу різання лезовим інструментом залежність (1.40) містить тригонометричну функцію $\text{tg}(\psi - \gamma)$, а щодо процесу шліфування – тригонометричну функцію $\text{tg}(\psi + \gamma)$. Як показано вище, це пов'язано із тим, що ріжучі зерна шліфувального круга мають умовний негативний передній кут γ . Отже, під час різання лезовим інструментом умовне напруження різання σ набуває дуже малих значень, оскільки $\gamma \rightarrow \psi$ і $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$, а під час шліфування, навпаки, дуже великих значень, оскільки $(\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$ і $\text{tg}90^\circ \rightarrow \infty$. Із цього витікає, що температура шліфування, яку розраховано за залежністю (1.40), завжди буде більше за температуру різання лезовим інструментом, яку розраховано за залежністю (1.37). Цьому також сприяє інтенсивне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Тому частка тертя в загальній енергоємності процесу шліфування у багато разів може перевищувати частку тертя в процесі різання лезовим інструментом, внаслідок чого утворюються значні температури шліфування, які перевищують граничні значення і викликають появу на поверхнях оброблюваних припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Основним шляхом зменшення температури в цьому випадку є забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга, що суттєво знижує інтенсивність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і, відповідно, умовне напруження різання σ .

1.6. Спрощений розрахунок температури шліфування

Професор Якимов О. В. в своїх роботах [105 –107] встановив, що під час шліфування розрахунок температури шліфування можна виконувати на основі спрощеної розрахункової схеми, яку щодо плоского шліфування наведено на рис. 1.10. Для цього слід подати припуск, що знімається, пакетом елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів, через які (із-за теплопровідності оброблюваного матеріалу) тепло поширюється із зони різання вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі (рис. 1.10).

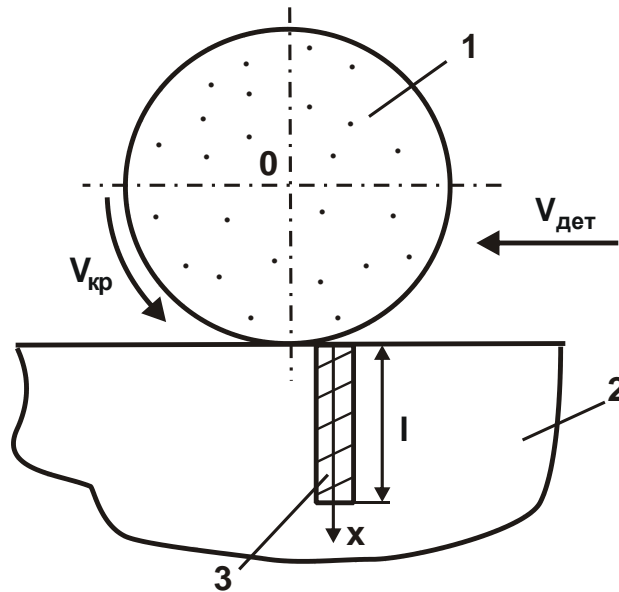


Рисунок 1.10 – Розрахункова схема температури шліфування:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

У результаті розрахунків температури шліфування зводиться до визначення закону розподілу температури вздовж адіабатичного стержня, на торці якого (у зоні контакту шліфувального круга із оброблюваним матеріалом) діє теплове джерело із щільністю теплового потоку q протягом часу $\Delta\tau$. Для цього виділимо в адіабатичному стержні із площею поперечного перерізу S елементарний об'єм довжиною Δx і встановимо кількість тепла, яке надійшло до нього в результаті теплопровідності оброблюваного матеріалу за час $\Delta\tau$:

$$\lambda \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot S \cdot \Delta\tau, \quad (1.41)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·град);

θ – температура стержня в точці з координатою x , град.;

$\Delta\tau$ – час, с.

За законом збереження енергії, таку ж кількість тепла витрачено на нагрівання цього ж елементарного об'єму адіабатичного стержня:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^x \theta \cdot dx, \quad (1.42)$$

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³.

Тоді, порівнюючи кількості тепла, яке надійшло до елементарного об'єму адіабатичного стержня та витрачено на його нагрівання, тобто порівнюючи залежності (1.41) і (1.42), отримано рівняння:

$$\lambda \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \Delta t = c \cdot \rho \cdot \int_0^x \theta \cdot dx. \quad (1.43)$$

Після диференціювання лівої і правої частин рівняння (1.43) за координатою x , отримано диференціальне рівняння:

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} - \alpha \cdot \theta = 0, \quad (1.44)$$

де $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda \cdot \Delta \tau}$.

Розглянемо випадок $\tau > \Delta \tau$, за яким теплове джерело із щільністю теплового потоку q діє на торець адіабатичного стержня на протязі всього часу обробки τ . Тоді $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda \cdot \tau}$. У результаті маємо диференціальне лінійне рівняння (1.44) другого порядку із постійними коефіцієнтами без правої частини. Його рішенням є функція $\theta = e^{-r \cdot x}$. При цьому число r повинно задовольняти характеристичне рівняння:

$$r^2 - \alpha = 0 \quad (1.45)$$

або

$$(r - \sqrt{\alpha}) \cdot (r + \sqrt{\alpha}) = 0. \quad (1.46)$$

Рішенням характеристичного рівняння (1.46) є:

$$\begin{cases} r_1 = \sqrt{\alpha}; \\ r_2 = -\sqrt{\alpha} \end{cases} \quad (1.47)$$

Тоді із урахуванням функції $\theta = e^{-r \cdot x}$ маємо:

$$\begin{cases} \theta_1 = e^{\sqrt{\alpha} \cdot x}; \\ \theta_2 = e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x} \end{cases} \quad (1.48)$$

Функції $\theta_1 = e^{\sqrt{\alpha} \cdot x}$ і $\theta_2 = e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x}$ дають два лінійно незалежних рішення. Загальним рішенням диференціального рівняння (1.44) є:

$$\theta = C_1 \cdot e^{\sqrt{\alpha} \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x}, \quad (1.49)$$

де C_1, C_2 – постійні інтегрування.

Постійні інтегрування C_1 і C_2 визначаються із граничних умов:

$$\theta|_{x \rightarrow \infty} = 0; \quad (1.50)$$

$$\left. \frac{d\theta}{dx} \right|_{x=0} = -\frac{q}{\lambda}, \quad (1.51)$$

де $q = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}$ – щільність теплового потоку, Вт/м².

Підпорядковуючи рішення (1.49) першій граничній умові $\theta|_{x \rightarrow \infty} = 0$, видно, що вона виконується за умови $C_1 = 0$, оскільки зі збільшенням змінної $x \rightarrow \infty$ перший доданок залежності (1.49) буде необмежено збільшуватися, а другий доданок, навпаки, буде зменшуватися до нуля. Тому в даному випадку визначати температуру шліфування θ буде другий доданок:

$$\theta = C_2 \cdot e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x}. \quad (1.52)$$

Відповідно, перша похідна температури шліфування θ від змінної величини x набуває вигляду:

$$\frac{d\theta}{dx} = -C_2 \cdot \sqrt{\alpha} \cdot e^{-\sqrt{\alpha} \cdot x}. \quad (1.53)$$

Тоді, підпорядковуючи залежність (1.52) другій граничній умові (1.51), отримано:

$$C_2 = \frac{q}{\lambda \cdot \sqrt{\alpha}} = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (1.54)$$

У результаті залежність (1.52) приймає вигляд:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot e^{-\sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda \cdot \tau}} \cdot x}. \quad (1.55)$$

Як видно, із віддаленням від торця адіабатичного стержня, тобто від місця дії теплового джерела щільністю q , температура шліфування θ безперервно зменшується за експонентним законом, асимптотично наближаючись до нульового значення. Максимальна температура шліфування θ_{\max} досягається за умови $x = 0$ та визначається:

$$\theta_{\max} = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (1.56)$$

Зменшити максимальну температуру шліфування θ_{\max} можна шляхом зменшення щільності теплового джерела q та часу його дії τ .

Для оцінювання достовірності отриманого теоретичного рішення проведено порівняння розрахункових та експериментальних значень температури шліфування θ під час здійснення плоского шліфування сплаву ЖС6К ($a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3,73 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\lambda = 16,6 \text{ Дж}/(\text{м} \cdot \text{с} \cdot \text{град})$; $c \cdot \rho = 4,46 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$) із режимом шліфування: $V_{\text{дет}} = 0,1 \text{ м/с}$; $t = 0,02 \text{ мм}$; $R_{\text{кр}} = 0,1 \text{ м}$ (рис. 1.11 [109]).

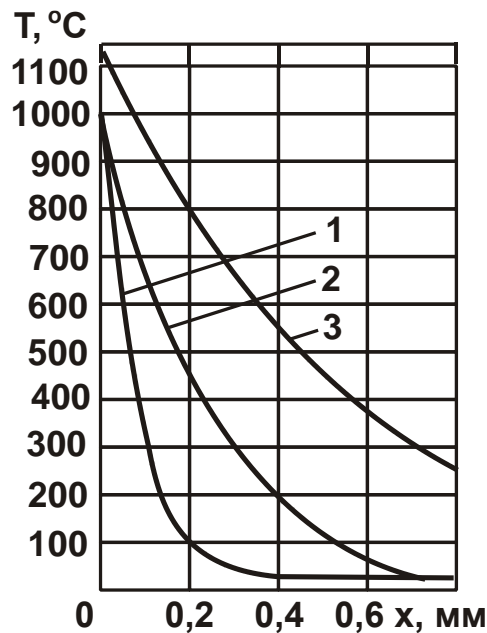


Рисунок 1.11 – Температурне поле деталі із сплаву ЖС6К за різного теплового стану зони контакту: 1 – із охолодженням; 2 – без охолодження; 3 – із попереднім підігрівом на $100 \text{ }^\circ\text{C}$ [109]

Час контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю визначається залежністю $\tau = l / V_{\text{дет}} = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}} / V_{\text{дет}}$, де $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$ – довжина контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю, м. У результаті розрахунків встановлено: $\tau = 0,02 \text{ с}$. Експериментальне значення щільності теплового потоку q для розглянутих умов обробки ($V_{\text{дет}} = 0,1 \text{ м/с}$; $t = 0,02 \text{ мм}$; $R_{\text{кр}} = 0,1 \text{ м}$) дорівнює: $q = 52 \cdot 10^6 \text{ Вт/м}^2$.

Після підстановки встановлених вихідних даних у залежність (1.55) отримано розрахункові значення температури шліфування θ (табл. 1.7, рис. 1.12). На рис. 1.12 також наведено експериментальні значення температури шліфування T , взяті із рис. 1.11 (крива 2), який наведено в роботі [109].

Таблиця 1.7 – Розрахункові значення температури шліфування θ

x , мм	0	0,1	0,2	0,4	0,6
θ , °С	856	594	413	201	95

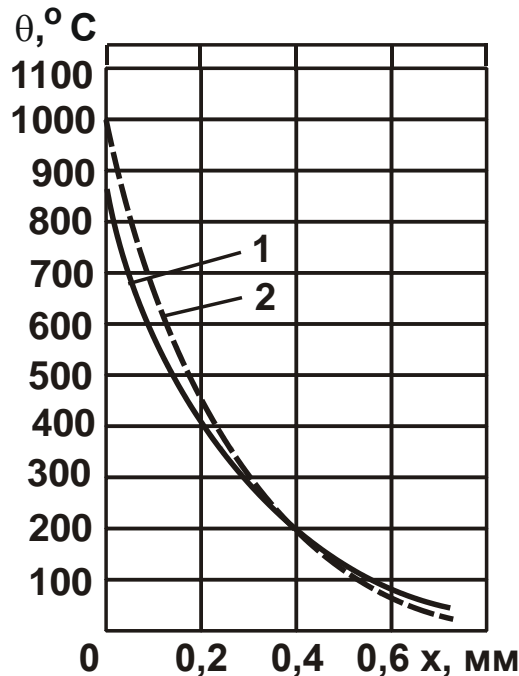


Рисунок 1.12 – Розрахункові (1) та експериментальні (2) значення температури шліфування

У результаті порівняння розрахункових і експериментальних значень температури шліфування θ (рис. 1.12) встановлено, що вони відрізняються в межах 14 %. Це указує на достовірність отриманого теоретичного рішення та дозволяє у першому наближенні застосовувати отриману залежність (1.55) для практичних розрахунків температури шліфування θ .

Основним недоліком отриманого рішення, також як і рішень, що описуються відомими залежностями, отриманими із застосуванням диференційного рівняння теплопровідності [94], є невизначеність глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, оскільки температура шліфування θ в цьому разі не досягає кінцевого нуль-ового значення, а лише асимптотично наближається до нього. Тому отримане рішення не дозволяє однозначно визначити товщину порушеного (або дефектного) поверхневого шару оброблюваної деталі, пов'язаного із тепловою дією на нього під час шліфування.

1.7. Уточнений розрахунок температури шліфування

Для більш точного розрахунку температури шліфування слід врахувати закономірності розподілу тепла, яке виникає під час шліфування, та надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі. Для цього слід використати розрахункову схему визначення температури шліфування θ (рис. 1.13,а), запропоновану в роботах [43; 50]. У цій розрахунковій схемі припуск, що знімається, представлено пакетом адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно напрямку руху шліфувального круга. Розрахункова схема враховує перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів та рух теплового джерела углиб поверхневого шару оброблюваної деталі на задану глибину шліфування t із швидкістю $V_{\text{різ}} = t/\tau$ (де τ – час перерізання адіабатичного стержня, с, рис. 1.13,а). Це дозволяє аналітично встановити закономірності розподілу тепла, що утворюється під час шліфування та надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі.

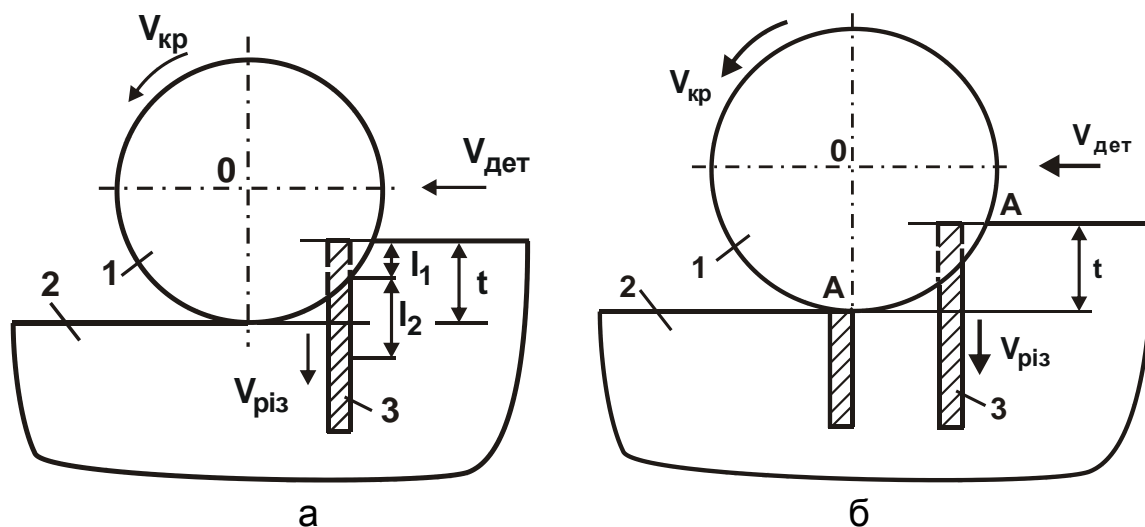


Рисунок 1.13 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час плоского шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень (l_1 – довжина зрізаної частини адіабатичного стержня; l_2 – глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі)

Температура шліфування, виходячи із такого подання процесу шліфування, визначається температурою, що виникає в момент виходу

шліфувального круга із контакту із адіабатичним стержнем, тобто у точці А (рис. 1.13,б). Час нагріву адіабатичного стержня визначається часом його контакту із шліфувальним кругом. Отже, сутність теплової моделі процесу шліфування полягає у наступному. На торець адіабатичного стержня (у точці А) протягом часу τ діє тепловий потік щільністю q . Внаслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу адіабатичного стержня теплота пошириться за цей час в адіабатичний стержень на деяку глибину, яку, також як і температуру в точці А адіабатичного стержня, необхідно визначити.

Як відомо, у відомих розрахункових схемах ураховують аналітично лише кількість тепла, що надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі, який не зрізано в процесі різання.

Виходячи із цього, розрахунок температури різання θ під час шліфування виконано із урахуванням балансу тепла, яке надходить в стружки і в оброблювану деталь, тобто балансу тепла, що витрачається на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня із довжинами l_1 і l_2 . У результаті отримано рівняння [52]:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau, \quad (1.57)$$

яке після диференціювання всіх складових за часом τ приймає вигляд:

$$c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho}{\sigma \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = \sigma \cdot V_{\text{різ}}, \quad (1.58)$$

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

$N = q \cdot S$ – потужність різання, Вт;

$q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ – щільність теплового потоку, Вт/ м²;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м²;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}$ – швидкість знімання оброблюваного матеріалу

в напрямі, перпендикулярному напрямку руху шліфувального круга (вздовж адіабатичного стержня), тобто швидкість перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня, м/с;

$V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – швидкості деталі та круга, м/с;

t – глибина шліфування, м;

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м;

τ – час обробки, с.

Рішення диференціального рівняння (1.58):

$$\theta = \theta_{\text{max}} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} \right], \quad (1.59)$$

яке після перетворення у відносних величинах набуває вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau}{\lambda}}, \quad (1.60)$$

або

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} = e^{-\frac{Q_{\text{пит}}}{a} \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}}, \quad (1.61)$$

де $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ – максимальна температура шліфування, град.;

$Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с;

$a = \lambda / c \cdot \rho$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м²/с.

Таким чином, на основі запропонованої розрахункової схеми (рис. 1.13,а) отримано принципово нову аналітичну залежність для визначення температури шліфування θ із урахуванням аналітично встановленого розподілу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і в поверхневий шар оброблюваної деталі.

Із залежності (1.61) витікає, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ відношення $\theta / \theta_{\text{max}}$ безперервно збільшується, асимптотичне наближаючись до одиниці, тобто $\theta \rightarrow \theta_{\text{max}}$ (рис. 1.14). Як оброблюваний матеріал прийнято сталь ШХ15 ($a = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с). Отже, за умови $\theta \rightarrow \theta_{\text{max}}$ виникає можливість фактично необмеженого збільшення питомої продуктивності обробки, що може стати важливим чинником підвищення ефективності процесу шліфування. Однак для практичного використання отриманого рішення

слід кількісно оцінити значення параметра θ_{\max} та порівняти його зі значеннями температури плавлення оброблюваного матеріалу [120].

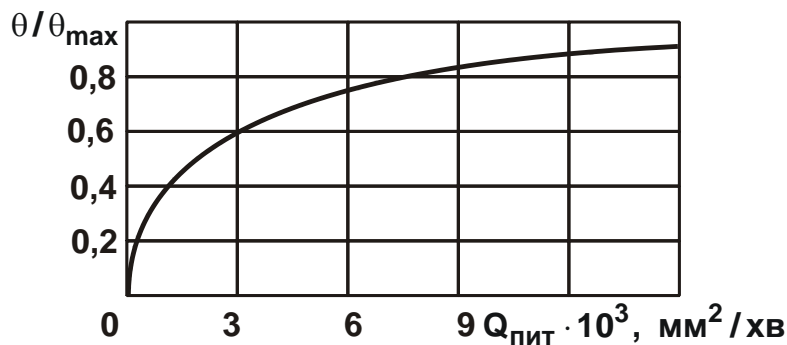


Рисунок 1.14 – Залежність відношення θ/θ_{\max} від питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$: оброблюваний матеріал – сталь ШХ15; $t = 10^{-3}$ м; $R_{\text{кр}} = 0,2$ м

Якщо виявиться, що параметр θ_{\max} менше за температуру плавлення оброблюваного матеріалу, то з'являється можливість суттєвого збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ без збільшення температури шліфування θ . Якщо параметр θ_{\max} перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу, то температура шліфування θ може змінюватися лише в межах, обмежених температурою плавлення оброблюваного матеріалу. Це значно звужує технологічні можливості шліфування. У цьому випадку основною умовою зменшення температури шліфування θ та підвищення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ є зменшення параметра $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ шляхом зменшення умовного напруження різання σ .

Таким чином, параметр θ_{\max} слід розглядати основною величиною, що дозволяє узагальнено оцінити рівень теплової напруженості процесу шліфування та обґрунтувати умови зменшення температури шліфування.

У разі дії на зону різання охолоджувальної рідини робота різання під час шліфування $A = P_z \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau$ буде дорівнювати різниці кількості тепла $Q = c \cdot m \cdot \theta_{\max}$, яке виділяється в процесі різання та переходить в стружки, та кількості тепла, що відводиться охолоджувальною ріди-

ною із зони різання $Q_{\text{охол.р.}} = N_{\text{охол.р.}} \cdot \tau$, де $N_{\text{охол.р.}} = k \cdot N = k \cdot \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ – інтенсивність відведення тепла охолоджувальною рідиною із зони різання, Вт; $k < 1$ – частка тепла, що відводиться охолоджувальною рідиною із зони різання.

Після математичних перетворень отримано:

$$\theta_{\text{max}} = \frac{\sigma \cdot (1-k)}{c \cdot \rho}. \quad (1.62)$$

Як видно, чим більше величина k , тим менше максимальна температура шліфування θ_{max} . Це принципове рішення, воно показує, яким чином охолоджувальна рідина або інше технологічне середовище забезпечує зменшення температури шліфування θ в результаті відведення тепла із зони різання. Виходячи із отриманої залежності, це досягається шляхом зменшення максимальної температури шліфування θ_{max} . За певних умов охолодження зони різання максимальна температура шліфування θ_{max} може стати менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, що забезпечить здійснення шліфування зі значною продуктивністю обробки фактично без підвищення температури шліфування, яка в цьому разі може дорівнювати максимальній температурі шліфування θ_{max} .

Для розкриття фізичної сутності параметра θ_{max} визначимо частку тепла, що виникає під час шліфування та надходить лише до стружок, що утворюються, виходячи з умови:

$$\alpha_1 = \frac{c \cdot m \cdot \theta}{N \cdot \tau} = \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}, \quad (1.63)$$

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

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

$S_{\text{мит}} = \frac{Q_{\text{пит}} \cdot B}{V_{\text{кр}}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу

зрізу під час шліфування всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м^2 ;

B – ширина шліфування, м;

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

$m = \rho \cdot \mathcal{V}$ – маса матеріалу, що знімається за час τ , кг;

$\mathcal{V} = B \cdot t \cdot l$ – об'єм матеріалу, що знімається за час τ , м^3 ;

$l = V_{\text{дет}} \cdot \tau$ – довжина переміщення шліфувального круга за час τ , м.

Чисельник залежності (1.63) визначає кількість тепла $Q_{\text{тепло}} = c \cdot m \cdot \theta_{\text{max}}$, яке виділяється в процесі різання та повністю переходить до стружок, що утворюються, а знаменник залежності визначає роботу різання $A = N \cdot \tau$.

Як витікає із залежності (1.63), характер зміни величини α_1 відповідає характеру зміни відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$, тобто температури шліфування θ . Чим більше θ , тим більше α_1 . За умови $\theta \rightarrow \theta_{\text{max}}$ величина $\alpha_1 \rightarrow 1$, тобто все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить до стружок, що утворюються. Отже, параметр θ_{max} визначає температуру шліфування, яка утворюється в результаті нагрівання лише стружок, що утворюються. Частка тепла, що надходить в поверхневий шар оброблюваної деталі, при цьому дорівнює $\alpha_2 = 1 - \alpha_1 = 1 - \theta/\theta_{\text{max}}$, тобто чим більше θ , тим менше α_2 [120].

Для уточнення отриманого рішення визначимо параметр θ_{max} за умови рівності роботи різання $A = N \cdot \tau$ та кількості тепла $Q_{\text{тепло}} = c \cdot m \cdot \theta_{\text{max}}$, яке утворюється в процесі шліфування і надходить лише до стружок, що утворюються. У цьому випадку $\alpha_1 = 1$, а $\alpha_2 = 0$.

У результаті математичних перетворень отримано залежність: $\theta_{\text{max}} = \sigma/(c \cdot \rho)$, яка ідентична залежності для визначення параметра θ_{max} , що входить у залежність (1.61). Отже, параметр θ_{max} визначає температуру шліфування із урахуванням нагріву лише стружок, що утворюються, а параметр θ , що входить в залежність (1.61), визначає температуру шліфування із урахуванням розподілу тепла, що надходить як до стружок, що утворюються, так і до поверхневого шару оброблюваної деталі. Тому $\theta < \theta_{\text{max}}$. Таким чином можна зазначити, що параметр θ_{max} визначає максимальну температуру шліфування.

Слід також зазначити, що в теорії шліфування [94] під максимальною температурою шліфування розуміють максимальну температуру, що виникає в зоні шліфування. Насправді, із фізичної точки зору, під максимальною температурою шліфування слід розуміти умовну (ідеальну) температуру, що визначається параметром θ_{max} , оскільки даний параметр в залежності (1.61) є основним, який визначає умови

розподілу тепла, що утворюється під час шліфування та надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі і стружок, що утворюються.

Умовне напруження різання σ визначається із залежності $\sigma = P_z / S_{\text{мит}}$ із урахуванням $P_z = N / V_{\text{кр}}$ та $S_{\text{мит}} = Q / V_{\text{кр}}$. Тоді $\sigma = N / Q = E$, де E – енергоємність механічної обробки, Дж/м³. Із цього витікає, що енергоємність механічної обробки (шліфування) E дорівнює умовному напруженню різання σ . Їх розмірності однакові, оскільки Дж/м³ = Н/м² [120].

Це дозволяє оцінювати енергоємність механічної обробки E і порівнювати її з характеристиками міцності оброблюваного матеріалу, що має важливе практичне значення із точки зору зменшення силової напруженості процесу механічної обробки. Знаючи експериментальні значення величини σ , можна визначити параметр $\theta_{\text{мах}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ і оцінити можливості підвищення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$. Після перетворення залежності (1.61) щодо питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, отримано [120]:

$$Q_{\text{пит}} = a \cdot \left(\frac{2 \cdot R_{\text{кр}}}{t} \right)^{0,5} \cdot \ln \alpha^{-1}, \quad (1.64)$$

$$\text{де } \alpha = \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{мах}}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{мах}}}}.$$

Як видно, збільшити питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ можна зменшенням глибини шліфування t , збільшенням величини α (табл. 1.8) і, відповідно, відношення $\theta / \theta_{\text{мах}}$ шляхом зменшення умовного напруження різання σ . При цьому збільшення відношення $\theta / \theta_{\text{мах}}$ шляхом зменшення $\theta_{\text{мах}}$ більш значно впливає на питому продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, ніж збільшення глибини шліфування t . Однак, як показує практика, діапазони зміни відношення $\theta / \theta_{\text{мах}}$ значно обмежено зміною параметра $\theta_{\text{мах}}$, який під час шліфування суттєво перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Так, експериментально встановлено, що в умовах плоского шліфування за пружною схемою сталі Р18 абразивним кругом 24А40М36К5 ($V_{\text{кр}} = 29,6$ м/с, $V_{\text{дет}} = 6$ м/хв, $P_y = 60$ Н) умовне напруження різання σ у зв'язку зі зношуванням круга приймає надзвичайно ве-

лікі значення: $\sigma = (3,24 \dots 18,8) \cdot 10^4 \text{ Н/мм}^2$, що перевищують межі міцності оброблюваного матеріалу на стиск, розтягування та зсув. Відповідно, $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 6708 \text{ }^\circ\text{C} \dots 38923 \text{ }^\circ\text{C}$, що також багаторазово перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Таблиця 1.8 – Розрахункові значення параметрів шліфування

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1,0
α	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
α^{-1}	1	1,023436	1,117193	1,372118	2,246688	4,0657	∞
$\ln\alpha^{-1}$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
$t = 0,01 \text{ мм}$							
$Q_{\text{пит}}, \text{ мм/хв}$	0	2016	11088	32256	81648	141120	
$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	0	201,6	1109	3225,6	8164,8	14112	
$t = 0,1 \text{ мм}$							
$Q_{\text{пит}}, \text{ мм}^2/\text{хв}$	0	638	3509	10207,6	25839	44660	
$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	0	6,38	35,1	102	258,4	446,6	
$t = 1 \text{ мм}$							
$Q_{\text{пит}}, \text{ мм}^2/\text{хв}$	0	202	1109	3226	8165	14140	
$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	0	0,2	1,11	3,226	8,165	14,14	
$t = 10 \text{ мм}$							
$Q_{\text{пит}}, \text{ мм}^2/\text{хв}$	0	63,8	350,9	989	2584	4466	
$V_{\text{дет}}, \text{ м/хв}$	0	0,0063	0,035	0,1	0,2584	0,44	

Виходячи із експериментальних даних, максимальне значення θ , за яким на оброблюваних поверхнях не утворюються припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти, можна прийняти рівним

850 °C. Тоді відношення $\theta/\theta_{\max} = 0,0218 \dots 0,1267$, що значно менше її граничного значення, яке дорівнює одиниці.

Слід зазначити, що такі великі значення θ_{\max} обумовлені тим, що все тепло, що виділяється під час шліфування, зосереджено лише в шарі стружок, що утворюються. Із урахуванням розподілу тепла в шарі стружок, що утворюються, і поверхневому шарі оброблюваної деталі температура шліфування значно менше і дорівнює значенню θ . Виходячи із цього, у табл. 1.8 зміну відношення θ/θ_{\max} слід розглядати лише в межах $0 \dots 0,12$. Це значно звужує технологічні можливості процесу шліфування.

Таким чином встановлено, що параметр θ_{\max} незалежно від умов шліфування приймає значення, що значно перевищують температуру оброблюваного матеріалу. Це указує на те, що під час шліфування не можна досягти значення $\theta \rightarrow \theta_{\max}$ та реалізувати умову суттєвого збільшення продуктивності обробки, яка витікає із залежності (1.64). У цьому випадку температура шліфування θ прийматиме значення, які значно менші θ_{\max} .

Підвищити ефективність шліфування у цих умовах можна, головним чином, шляхом зменшення умовного напруження різання σ . Для цього необхідно суттєво зменшити інтенсивність тертя шліфувального круга в зоні різання, оскільки під час різання лезовими інструментами умовне напруження різання (енергоємність обробки) значно нижче. Так, температура різання θ_{\max} лезовими інструментами може бути меншою за температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Тоді відношення θ/θ_{\max} може практично наближатися до одиниці. Це дозволяє відповідно до залежності (1.64) значно збільшити продуктивність обробки. Отже, для зменшення умовного напруження різання σ , параметра θ_{\max} і збільшення відношення θ/θ_{\max} під час шліфування слід застосовувати шліфувальні круги, які характеризуються високою ріжучою здатністю, та ефективні технологічні середовища. Наприклад, високопористі та переривчасті абразивні круги, ефективні методи електроерозійного та електрохімічного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках тощо. Це дозволить збільшити відношення θ/θ_{\max} та, відповідно, продуктивність обробки.

Аналіз розрахованих на основі залежностей (1.61) і (1.64) параметрів шліфування (табл. 1.8) показує, що за невеликого значення відношення θ/θ_{\max} швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ набуває відносно великого значення, яке не завжди можна здійснити на шліфувальному верстаті. Зі збільшенням відношення θ/θ_{\max} швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ для заданої глибини шліфування t ще більше збільшується і її фактично неможливо реалізувати на практиці. І в даному випадку необхідно збільшувати глибину шліфування t , тобто переходити в зону глибинного шліфування та зменшувати швидкість деталі. Особливо це ефективно здійснювати під час шліфування деталі невеликої довжини, використовуючи однопрохідне глибинне шліфування із невеликою швидкістю деталі $V_{\text{дет}} = Q_{\text{пит}} / t$. У цьому випадку також унеможливорюються втрати допоміжного часу, пов'язані з реверсуванням столу верстата.

Таким чином, у роботі в узагальненому вигляді аналітично обґрунтовано умови зменшення теплової напруженості процесу шліфування та, відповідно, температури шліфування. Це дозволяє науково обґрунтовано підходити до розроблення високопродуктивних та високоякісних процесів шліфування.

Для оцінювання можливостей зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) та теплової напруженості процесу шліфування проведено експериментальні дослідження круглого зовнішнього шліфування фрези із твердого сплаву Т5К10 алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 300×25×5 АС6 200/16. Встановлено, що під час обробки із режимом шліфування: $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв; $t = 0,2$ мм; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $B = 25$ мм; $Q_{\text{пит}} = 2000$ мм²/хв на оброблюваній поверхні відсутні припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти. При цьому $\sigma = 8400$ Н/мм²; $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 2910,6$ °С. Приймаючи критичне значення $\theta = 850^\circ$, отримано $\theta/\theta_{\max} = 0,27485$ [120]. Отже, відношення θ/θ_{\max} збільшується із підвищенням ріжучої здатності алмазного круга. Це дозволяє збільшити продуктивність обробки.

Розрахунки, виконані за залежністю (1.64), показали, що із урахуванням коефіцієнта температуропровідності твердого сплаву Т5К10, рівного $a = 18,95 \cdot 10^{-6}$ м²/с; радіуса круга $R_{\text{кр}} = 0,2$ м; глибини шліфування $t = 0,2$ мм та відношення $\theta/\theta_{\max} = 0,27485$ питома продуктивність

обробки дорівнює $Q_{\text{пит}} = 2093,9 \text{ мм}^2/\text{с}$. Як видно, розбіжність між розрахунковим і експериментальним ($2000 \text{ мм}^2/\text{хв}$) значеннями питомої продуктивності обробки незначна – не більше 10 %, що цілком прийнятно для практичних розрахунків. Це указує на достовірність запропонованої аналітичної залежності (1.64) для визначення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$.

На основі залежності (1.64) розроблено та впроваджено у виробництво ефективний технологічний процес плоского шліфування торцевих поверхонь ущільнювальних кілець, виготовлених із твердого сплаву "Реліт". Шліфування здійснювали торцем алмазного круга форми 12A2 45° 150×10×3 AC6 125/100 M1-01 4, який встановлювали на шпинделі переобладнаного внутрішньошліфувального верстата моделі 3K227 на спеціальну двоступінчасту втулку. У процесі шліфування алмазний круг обертався і здійснював поступальний рух до оброблюваного кільця. Кільце кріпилося в патроні внутрішньошліфувального верстата і здійснювало обертальний рух. Шліфування виконувалося за пружною схемою із питомим тиском 70 Н/см^2 , швидкість обертання оброблюваного кільця – 30 м/хв [97].

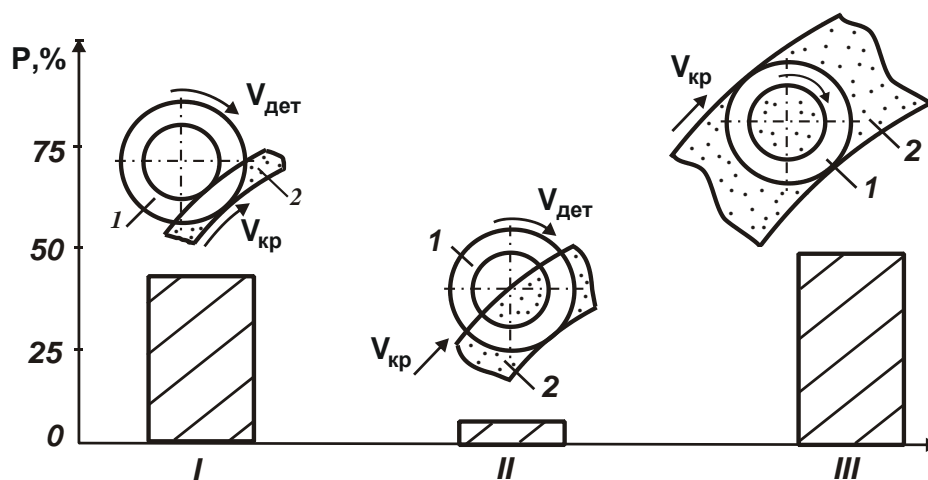


Рисунок 1.15 – Залежність імовірності появи припікань P (в %) від характеру контакту оброблюваного кільця (1) із кругом (2)

Для підтримання високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці було застосовано електроерозійне правлення. Це дозволило зменшити умвне напруження різання до значення $\sigma = 3000 \text{ Н/мм}^2$ (як і в зазначеному прикладі). У результаті досягнуто

збільшення відношення $\theta/\theta_{\max} = 0,27$ (для $\theta = 850$ °C) і, відповідно, збільшення продуктивності обробки. Також експериментально встановлено, що під час шліфування із площею контакту круга із кільцем, що дорівнює половині площі оброблюваної поверхні кільця, припикання та інші температурні дефекти на оброблюваній поверхні були відсутні (рис. 1.15, позиція II).

1.8. Теоретичне визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і лезової обробки

У табл. 1.9 та на рис. 1.16 наведено розраховані за залежністю (1.60) значення часу для заданих значень відношення θ/θ_{\max} і вихідних даних під час шліфування сталі ШХ15: $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Таблиця 1.9 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування

θ/θ_{\max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$\frac{V_{\text{різ}}^2}{a} \cdot \tau$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
τ , с	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞
$Q_{\text{пит}} = 1000$ мм ² / хв							
t , мм	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	∞
$V_{\text{дет}}$, м/ хв	∞	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{\text{пит}} = 2000$ мм ² / хв							
t , мм	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	∞
$V_{\text{дет}}$, м/ хв	∞	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{\text{пит}} = 4000$ мм ² / хв							
t , мм	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	∞
$V_{\text{дет}}$, м/ хв	∞	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

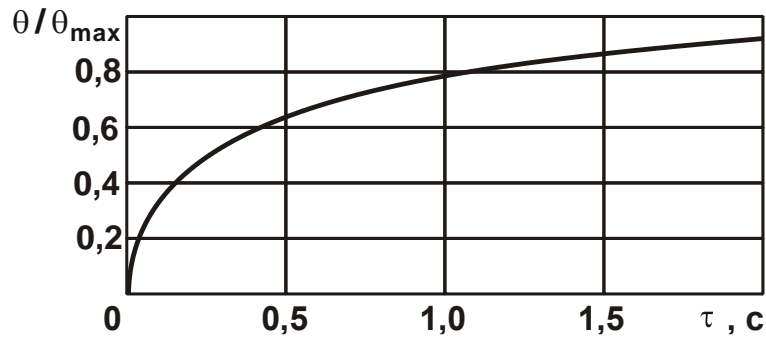


Рисунок 1.16 – Залежність відношення θ/θ_{max} від часу τ

Як видно, із часом τ відношення θ/θ_{max} безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. У табл. 1.9 і на рис. 1.17 також наведено розраховані за залежністю (1.61) значення глибини шліфування t для заданих значень відношення θ/θ_{max} , питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$, радіусу шліфувального круга $R_{кр} = 0,2$ м під час шліфування сталі ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

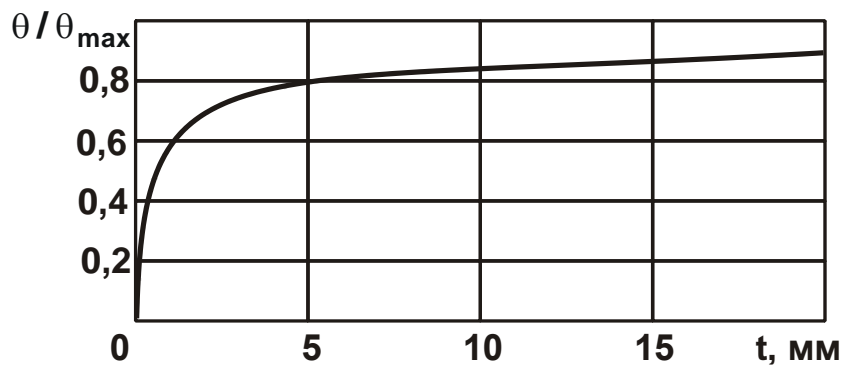


Рисунок 1.17 – Залежність відношення θ/θ_{max} від глибини шліфування t для $Q_{пит} = 4000$ мм²/хв

Відповідно до рис. 1.17, зі збільшенням глибини шліфування t відношення θ/θ_{max} , як і на рис. 1.16, збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. При цьому глибина шліфування t змінюється в достатньо широких межах, охоплюючи як діапазони процесів шліфування (включаючи високопродуктивне глибинне шліфування), так і процесів абразивного розрізання матеріалу з дуже великими глибинами різання.

Як видно, зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ збільшення відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$ відбувається з більшою інтенсивністю, охоплюючи менший діапазон можливої зміни глибини шліфування t .

Швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ із збільшенням глибини шліфування t суттєво зменшується, що передбачає застосування схеми глибинного шліфування. Схема багатопрхідного шліфування (зі збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$) здійсненна переважно для відносно невеликих значень відношення $\theta/\theta_{\text{max}} < (0,2 \dots 0,4)$. Цим, власне, і пояснюється ефективність застосування на практиці схеми багатопрхідного шліфування та обмеженість застосування схеми глибинного шліфування (із невеликою швидкістю деталі) із-за збільшення температури шліфування θ .

Таким чином показано, що з часом τ контакту шліфувального круга з фіксованим поперечним перерізом оброблюваної поверхні деталі (або із адіабатичним стержнем) температура різання θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $\theta_{\text{max}} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Із фізичної точки зору це означає, що з часом кількість тепла, що утворюється в умовах шліфування і надходить до оброблюваної деталі, зменшується, а кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, збільшується, наближаючись до загальної кількості тепла, яке утворюється під час шліфування.

Із залежності (1.61) і рис. 1.17 витікає, що за умови досягнення температури шліфування, близької до максимального значення $\theta_{\text{max}} = \sigma/(c \cdot \rho)$, можна фактично необмежено збільшувати параметри режиму шліфування та продуктивність обробки. Це відкриває нові технологічні можливості підвищення ефективності процесу шліфування, проте реалізувати їх на практиці надзвичайно складно, оскільки під час шліфування (як показано вище) розрахункова максимальна температура шліфування $\theta_{\text{max}} = \sigma/(c \cdot \rho)$ приймає значення, які перевищують температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Таким чином, використовуючи залежність (1.61), можна роздільно аналітично визначити кількість тепла, яке надходить до оброблюваної деталі та до стружок, що утворюються. Це має велике практичне значення, оскільки під час розрахунку температури шліфування, як правило, характер розподілу тепла $V_{\text{дет}}$ встановлюють на основі експери-

ментальних даних, справедливих для цілком конкретних умов обробки [94]. Це не дозволяє в узагальненому вигляді кількісно визначити температуру шліфування у широких діапазонах зміни параметрів режиму різання, включаючи лезову обробку та шліфування. Наприклад, прийнято вважати, що під час шліфування фактично все тепло, що виділяється, надходить до оброблюваної деталі. Тому в розрахунках не враховується тепло, яке надходить до стружок, що утворюються, а це знижує достовірність отриманих результатів.

Під час різання лезовим інструментом залежність (1.59) для визначення температури різання θ із урахуванням відношень $\tau = a/V_{\text{різ}}$ і $V_{\text{різ}} = V \cdot \text{tg}\beta$ набуває вигляду (рис. 1.18) [68; 140]:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot \text{tg}\beta}, \quad (1.65)$$

де a – товщина зрізу, м;

V – швидкість різання, м/с;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

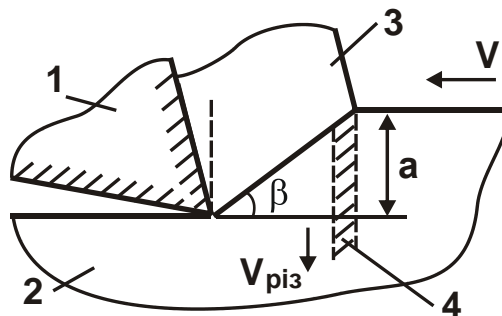


Рисунок 1.18 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час точіння: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка, що утворюється; 4 – адіабатичний стержень

У даному випадку характер зміни температури шліфування θ такий самий, як і під час шліфування. Однак максимальне значення температури шліфування $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ менше, ніж під час шліфування внаслідок меншого значення умовного напруження різання σ . Це значення температури шліфування θ може бути менше або більше температури плавлення оброблюваного матеріалу.

Встановлені закономірності зміни температури різання під час лезової обробки і шліфування підтверджуються експериментальними даними [140], особливо під час точіння, де розрахункові значення максимальної температури різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ можуть бути менше температури плавлення оброблюваного матеріалу (сталі).

Як зазначалося раніше, розрахункові значення максимальної температури шліфування $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, як правило, більше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Тому експериментально встановлені значення температури шліфування θ наближаються до температури плавлення оброблюваного матеріалу (наприклад, сталі).

Отримане теоретичне рішення із визначення температури різання θ в умовах шліфування і точіння за залежностями (1.61) і (1.65) дозволяє на відміну від відомих аналітичних рішень визначити кінцеве (а не нескінченне) значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 , тобто фактично визначити товщину дефектного шару після обробки:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}. \quad (1.66)$$

Як витікає із залежності (1.66), величина l_2 визначається виключно часом теплової дії τ на фіксований поперечний переріз оброблюваної поверхні деталі (або адіабатичний стержень, рис. 1.18). Чим більше час τ , тим більше величина l_2 .

Встановлено, що між величиною l_2 і відношенням θ / θ_{\max} існує зв'язок:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\max}}. \quad (1.67)$$

Для теплового процесу, що встановився в часі (рис. 1.19), тобто за умови $\theta = \theta_{\max}$, величина l_2 описується залежністю:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}}. \quad (1.68)$$

У даному випадку глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 визначається швидкістю $V_{\text{різ}}$ переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваного матеріалу в момент контакту круга із деталлю. Як видно, чим більше ця швидкість,

тим менше величина I_2 . Цим можна пояснити ефективність застосування високошвидкісного різання, оскільки швидкість $V_{\text{різ}} = V \cdot \text{tg}\beta$ залежить від швидкості різання V (рис. 1.18). Чим більше швидкість різання V , тим більше швидкість $V_{\text{різ}}$, менше глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі I_2 і вище якість обробки. У цьому випадку практично все тепло, що утворюється в процесі різання, надходить до стружки, а в оброблювану деталь надходить невелика частина тепла. Це створює сприятливі умови для високоякісної обробки, виключає утворення припикань та інших температурних дефектів на оброблюваній поверхні, а також дозволяє фактично необмежено збільшувати продуктивність обробки без збільшення температури різання.

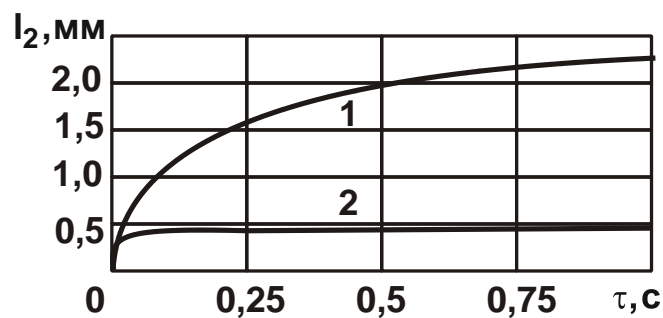


Рисунок 1.19 – Залежність параметра I_2 від часу τ шліфування сталі ШХ15: 1 – $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; 2 – $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3}$ м/с

Для оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень проведено порівняння розрахункових та експериментальних значень параметрів теплового процесу θ , θ_{max} , $\theta/\theta_{\text{max}}$ та I_2 під час здійснення плоского шліфування сплаву ЖС6К ($a = \lambda/(c \cdot \rho) = 3,73 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 16,6$ Дж/(м·с·град); $c \cdot \rho = 4,46 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град)) із режимом шліфування: $V_{\text{дет}} = 0,1$ м/с; $t = 0,02$ мм; $R_{\text{кр}} = 0,1$ м (рис. 1.11 [109]).

Як витікає із рис. 1.11, за умови досягнення певної глибини проникнення тепла в поверхневий шар деталі, що відповідає параметру I_2 , температура приймає найменше значення та в подальшому залишається незмінною. Для розрахунку параметра I_2 за залежністю (1.67) необхідно знати відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$, яке визначається за залежністю (1.61), в якій $V_{\text{різ}} = t/\tau$, де $\tau = l/V_{\text{дет}} = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}} / V_{\text{дет}}$ – час контакту кру-

га із оброблюваною деталлю, с; $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м. У результаті розрахунків за залежністю (1.61) із урахуванням $\tau = 0,02$ с встановлено: $\theta/\theta_{max} = 0,095$. Відповідно, за залежністю (1.67) отримано: $l_2 = 0,354$ мм.

На рис. 1.20 графічно показано встановлені значення параметрів теплового процесу під час шліфування.

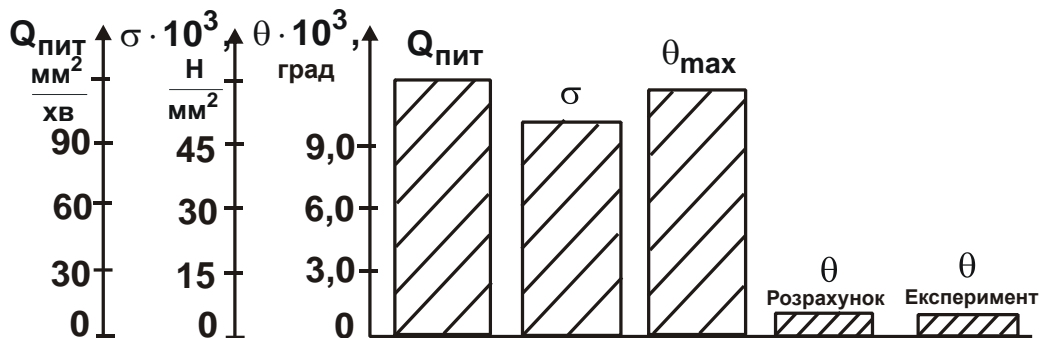


Рисунок 1.20 – Значення параметрів теплового процесу під час плоского шліфування сплаву ЖС6К

Для визначення температури шліфування θ за залежністю $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ [58] необхідно знати щільність теплового потоку q . У роботі [109] наведено графіки експериментальних значень q для розглянутих умов обробки ($V_{дет} = 0,1$ м/с; $t = 0,02$ мм; $R_{кр} = 0,1$ м), звідки встановлено: $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м². Після підстановки цих значень в залежність $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ отримано: $\theta = 1109$ °С. Це розрахункове значення температури шліфування θ на 11 % перевищує експериментальне значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.20), що цілком прийнятно для практичних розрахунків та указує на достовірність отриманого теоретичного рішення.

Максимальна температура шліфування θ_{max} за умови $\theta/\theta_{max} = 0,095$ дорівнює $\theta_{max} = 11673,7$ °С. Отже, максимальна температура шліфування θ_{max} значно перевищує температуру плавлення оброблюваного металу. Тому питому продуктивність обробки $Q_{пит}$ можна збільшувати лише в межах збільшення температури шліфування θ до температури плавлення оброблюваного металу, тобто до значення $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t = 0,1 \cdot 10^3$ мм/с \cdot 0,02 мм = 120 мм²/хв.

Для визначення максимальної температури шліфування θ_{\max} слід скористатися залежністю $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Знаючи експериментальне значення щільності теплового потоку $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м², із урахуванням потужності шліфування $N = \sigma \cdot Q$ і продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ (де B – ширина шліфування, м) можна аналітично визначити щільність теплового потоку q та умовне напруження різання σ :

$$q = \frac{N}{B \cdot l} = \frac{\sigma \cdot Q}{B \cdot l} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{l}, \quad (1.69)$$

звідки

$$\sigma = \frac{q \cdot l}{V_{\text{дет}} \cdot t}. \quad (1.70)$$

Розрахунками за залежністю (1.70) встановлено (розмірність довжини – мм): $\sigma = \frac{52 \cdot 10^3 \cdot \sqrt{2 \cdot 0,02 \cdot 100}}{0,1 \cdot 10^3 \cdot 0,02} = 52 \cdot 10^3$ Н/мм².

Як видно, умовне напруження різання σ приймає надзвичайно велике значення, що пов'язано із інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом (рис. 1.20).

Після підстановки встановленого значення $\sigma = 52 \cdot 10^3$ Н/мм² та значення $c \cdot \rho = 4,46 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град) в залежність $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ маємо: $\theta_{\max} = 11660$ °С. Це значення несуттєво відрізняється від раніше встановленого іншим розрахунковим методом значення $\theta_{\max} = 11673,7$ °С, тобто справедливе відношення $\theta / \theta_{\max} = 0,095$.

Таким чином встановлено, що наведені в роботі [109] умови шліфування дозволяють використати лише 9,5 % теплового балансу процесу шліфування, який визначається, переважно, енергією тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Енергія процесу "чистого" різання складає незначний відсоток у тепловому балансі процесу шліфування. Слід зазначити, що подальше збільшення продуктивності обробки шляхом збільшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ або глибини шліфування t призводить до збільшення температури шліфування θ та появи на оброблюваній поверхні температурних дефектів.

Параметр l_2 також можна визначити за спрощеною залежністю $l_2 = \sqrt{(2 \cdot \lambda \cdot \tau) / (c \cdot \rho)}$. Із урахуванням умови $\tau = 0,02$ с встановлено:

$l_2 = 0,386$ мм. Це значення параметра l_2 несуттєво відрізняється від раніше встановленого іншим розрахунковим методом значення $l_2 = 0,354$ мм. Також розраховані за залежностями (1.61) і $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ значення температури шліфування θ відрізняються несуттєво від експериментально встановленого значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.11). Це указує на достовірність отриманих аналітичних залежностей. При цьому доведено, що розрахунки температури шліфування θ можна виконувати за двома методами: на основі експериментальних значень щільності теплового потоку q та умовного напруження різання σ , оскільки в обох випадках отримано фактично однакові значення температури шліфування θ .

Для більш повного аналізу наведеного в роботі теоретичного рішення проведено його оцінювання за результатами досліджень температури різання під час плоского шліфування, які отримано професором Якимовим О. В. [106].

Прийнято вихідні дані для розрахунку: оброблюваний матеріал – сталь 12Н2Н4А ($a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 16,6$ Дж/(м·с·град), $c \cdot \rho = 5,57 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град)). Режим шліфування: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,04$ мм; $V_{дет} = 0,21$ м/с; $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t = 0,21 \cdot 10^3$ мм/с·0,04 мм = 504 мм²/хв; $R_{кр} = 0,1$ м. Щільність теплового потоку $q = 57 \cdot 10^6$ Вт/м². За цими даними професор Якимов О. В. розрахунками (із урахуванням поправочних коефіцієнтів) встановив, що температура шліфування дорівнює 876 °С. Це значення температури шліфування погодиться із встановленим експериментальним значенням.

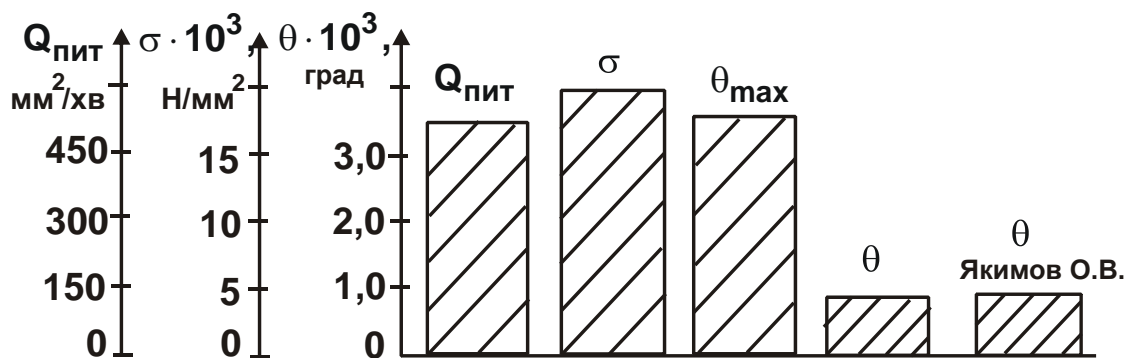


Рисунок 1.21 – Значення параметрів теплового процесу під час шліфування

Розрахунками параметрів теплового процесу під час плоского шліфування за залежністю (1.61) встановлено: $\theta/\theta_{\max} = 0,25$. Умовне напруження різання σ , виходячи із залежності (1.70), дорівнює: $\sigma = 19193 \text{ Н/мм}^2$ (рис. 1.21). Тоді $\theta_{\max} = \sigma/(c \cdot \rho) = 3446 \text{ }^\circ\text{C}$. Відповідно, температура шліфування $\theta = 0,25 \cdot \theta_{\max} = 862 \text{ }^\circ\text{C}$.

Порівнюючи це значення зі значенням, встановленим професором Якимовим О. В. (яке дорівнює $876 \text{ }^\circ\text{C}$), видно, що вони несуттєво відрізняються (в межах 2 %). Це указує на достовірність отриманого в роботі теоретичного рішення, що описується залежністю (1.61).

Таким чином, отримані результати показують, що:

а) під час шліфування значно складніше зменшити силову і теплову напруженість процесу різання та, відповідно, умовне напруження різання і температуру різання, ніж під час лезової обробки;

б) аналітично визначено умову, за якої все тепло, що виділилося під час різання лезовим інструментом, зосереджено у стружці, що утворюється. Тому практична реалізація цієї умови дозволяє суттєво підвищити продуктивність обробки без зменшення якості оброблюваних поверхонь;

в) основними умовами зменшення температури різання і підвищення якості та продуктивності обробки є застосування багатопрохідного шліфування та високопродуктивного глибинного шліфування торцем круга та кругом із двостороннім конічним профілем.

1.9. Узагальнюючий теоретичний підхід до розрахунку та аналізу температури шліфування

Для спрощення розрахунків температури шліфування θ залежність (1.60) можна подати у вигляді [122]:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-T}, \quad (1.71)$$

де $T = c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau / \lambda$ – безрозмірна величина.

Таким чином, достатньо складне завдання аналітичного визначення температури шліфування вдалося значно спростити та отримати розрахункову залежність (1.71), що містить лише дві відносні величини:

θ/θ_{\max} і T . Це відкриває нові технологічні можливості узагальненого аналізу основних напрямів зменшення температури шліфування та визначення раціональних параметрів режиму шліфування та інших умов обробки для різних методів шліфування.

Максимальна температура різання θ_{\max} , що входить у залежність (1.71), відповідає температурі нагрівання лише стружок, що утворюються, від тепла, яке виділяється у процесі шліфування, без урахування нагріву поверхневого шару деталі, шліфувального круга і охолоджуючої рідини, тобто $\theta_{\max} > \theta$.

Загальний вигляд залежності (1.71) графічно показано на рис. 1.22.

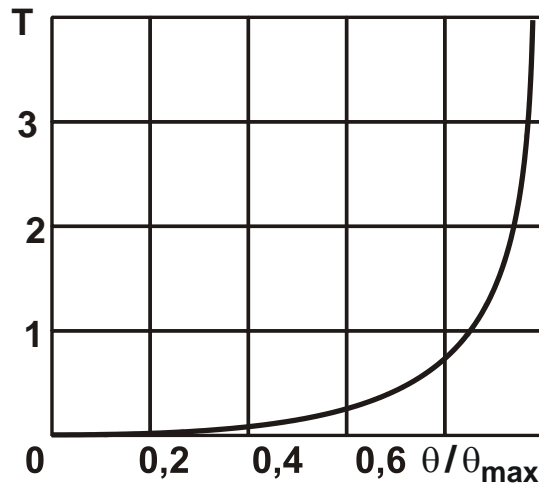


Рисунок 1.22 – Залежність безрозмірної величини T від відношення θ/θ_{\max}

Як видно, зі збільшенням відношення θ/θ_{\max} безрозмірна величина T безперервно збільшується. Це указує на те, що зі збільшенням часу обробки $\tau = \lambda \cdot T / (c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2)$ температура шліфування θ також безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\theta/\theta_{\max} \rightarrow 1$. Отже, зменшити температуру шліфування θ можна двома шляхами: зменшенням безрозмірної величини T і максимальної температури шліфування θ_{\max} . Однак, зменшення безрозмірної величини T , очевидно, призводить до зменшення продуктивності обробки, що є малоефективним. Тому основним шляхом зменшення температури

шліфування θ слід розглядати зменшення максимальної температури шліфування θ_{\max} шляхом зменшення умовного напруження різання σ , яке залежить, головним чином, від інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом [158].

Розглянемо можливості зменшення температури шліфування θ шляхом зменшення безрозмірної величини T за умови $V_{\text{різ}} \cdot \tau = t$:

$$T = \frac{V_{\text{різ}}^2 \cdot t}{a}, \quad (1.72)$$

де $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, $\text{м}^2/\text{с}$.

Як витікає із залежності (1.72), зменшити безрозмірну величину T можна зменшенням параметрів $V_{\text{різ}}$ і t . Так, під час плоского шліфування периферією круга: $V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t/D_{\text{кр}}}$, де $D_{\text{кр}}$ – діаметр круга, м.

Тоді

$$T = \frac{1}{a} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} = \frac{1}{a} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}. \quad (1.73)$$

За заданою питомою продуктивністю обробки $Q_{\text{пит}}$ зменшити безрозмірну величину T можна лише зменшенням глибини шліфування t , тобто застосовуючи багатопрхідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Можливий характер зміни $V_{\text{дет}}$ показано в роботі [22]. У табл. 1.10 наведено також розраховані за залежністю (1.71) значення відношення θ/θ_{\max} і швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ зі зміною глибини шліфування t для заданих значень питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ і радіуса круга $R_{\text{кр}} = 0,2$ м під час шліфування сталі ШХ15: коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Виходячи із табл. 1.10, для здійснення багатопрхідного шліфування із відносно невеликою глибиною шліфування t за умови $Q_{\text{пит}} = 4000 \text{ мм}^2/\text{хв}$ потрібно значно збільшити швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ – до значень швидкості круга. А це фактично неможливо. Отже, схема багатопрхідного шліфування здійсненна за відносно невеликих значень відношення $\theta/\theta_{\max} < (0,2 \dots 0,4)$ та питомої продуктивності обробки у

межах $Q_{\text{пит}} = 1000 \text{ мм}^2/\text{хв}$ (табл. 1.10). Тому під час шліфування зі збільшеною питомою продуктивністю обробки $Q_{\text{пит}} = 2000 \dots 4000 \text{ мм}^2/\text{хв}$ (табл. 1.10) доцільно використовувати глибинне шліфування із незначною швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. При цьому ефективно зменшувати максимальну температуру шліфування $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ шляхом зменшення тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом та підвищення ріжучої здатності круга (зменшення умовного напруження різання σ). Це дозволить прямо пропорційно зменшити температуру шліфування θ без зменшення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$.

Таблиця 1.10 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування

$\theta / \theta_{\text{max}}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$Q_{\text{пит}} = 1000 \text{ мм}^2/\text{хв}$							
t, мм	0	0,04	1,23	10,41	66,99	199,15	∞
$V_{\text{дет}}$, м/хв	∞	25,0	0,813	0,096	0,015	0,005	0
$Q_{\text{пит}} = 2000 \text{ мм}^2/\text{хв}$							
t, мм	0	0,01	0,3075	2,602	16,665	49,788	∞
$V_{\text{дет}}$, м/хв	∞	200,0	6,5	0,768	0,12	0,04	0
$Q_{\text{пит}} = 4000 \text{ мм}^2/\text{хв}$							
t, мм	0	0,0025	0,0769	0,6505	4,1663	12,447	∞
$V_{\text{дет}}$, м/хв	∞	1600	52	6,144	0,96	0,32	0

На підставі отриманих теоретичних рішень визначено оптимальні умови здійснення операції зубошліфування за методом профільного копіювання на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLER RAPID 1250. Для цього попередньо на основі експериментальних даних потужності шліфування і продуктивності обробки встановлено значення умовного напруження різання σ під час глибинного шліфування ($t=0,4$ мм) високопористим абразивним кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W із двостороннім конічним профілем типу 2П, зубчастого колеса, виготовленого із сталі 18ХГН2МФБ. Воно дорівнює $\sigma = 15 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$. Розрахунками за залежністю (1.71) встановлено, що максимальна температура шліфування $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$ із урахуванням

значення $(c \cdot \rho) = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.) для сталі 18ХГН2МФБ дорівнює $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 3000$ °С. Це дозволило для заданого значення температури шліфування $\theta = 900$ °С визначити граничне значення відношення $\theta / \theta_{\max} = 0,3$ (табл. 1.11), за досягнення якого можливе утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях.

Таблиця 1.11 – Розрахункові значення швидкості деталі та питомої продуктивності обробки під час зубошліфування за методом профільного копіювання

θ / θ_{\max}	0	0,2	0,3	0,4	0,6	0,8	0,9	1
θ °С	0	600	900	1200	1800	2400	2700	3000
$V_{\text{дет}}$, м/хв	0	1,22	2,93	5,37	15,61	39,5	68,3	∞
$Q_{\text{пит}} \cdot 10^3$, мм ² /хв	0	0,488	1,172	2,148	6,244	15,8	27,32	∞

Виходячи із залежності (1.71), розрахунками встановлено значення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ за умови $\theta / \theta_{\max} = 0,3$, яке дорівнює $V_{\text{дет}} = 2,93$ м/хв (табл. 1.11, рис. 1.23).

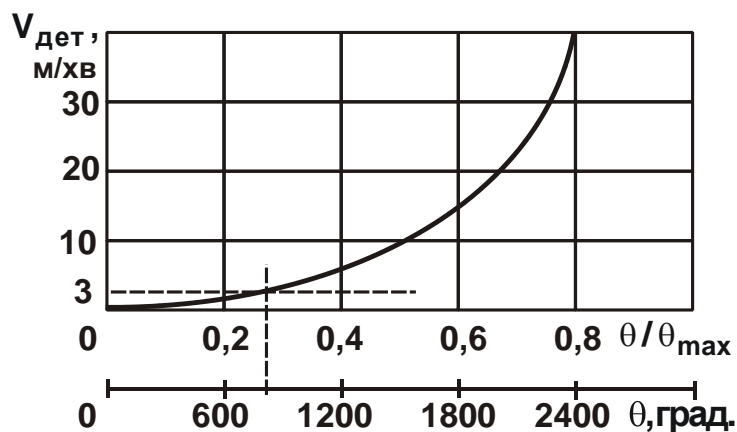


Рисунок 1.23 – Залежність швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ від відношення θ / θ_{\max} і температури шліфування θ

Відповідно, питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ для глибини шліфування $t = 0,4$ мм дорівнює $Q_{\text{пит}} = 1172$ мм²/хв. У результаті продуктивність обробки можна збільшити до 5 разів порівняно

із традиційною схемою зубошліфування за методом обкатування. Отже, для забезпечення бездефектної обробки в умовах глибинного шліфування необхідно значно зменшити швидкість деталі – до значення $V_{дет} = 2,93$ м/хв.

Експериментально встановлено, що за цих умов на оброблюваній поверхні деталі відсутні температурні дефекти. Також експериментально встановлено, що із перевищенням значення $V_{дет} = 2,93$ м/хв на оброблюваній поверхні деталі з'являються температурні дефекти у вигляді припикань. Цим доведено достовірність запропонованого у роботі теоретичного рішення та ефективність практичного застосування умов високопродуктивного глибинного шліфування, які забезпечують зменшення температури шліфування.

На цій основі розроблено методику визначення оптимальних параметрів режимів зубошліфування за методом профільного копіювання. Впровадження розробленої методики на підприємстві "Корум Світло шахтаря" (м. Харків, Україна) дозволило до 5 разів скоротити строк виконання річної програми обробки зубчастих коліс редукторів шахтних конвеєрів (рис. 1.24).

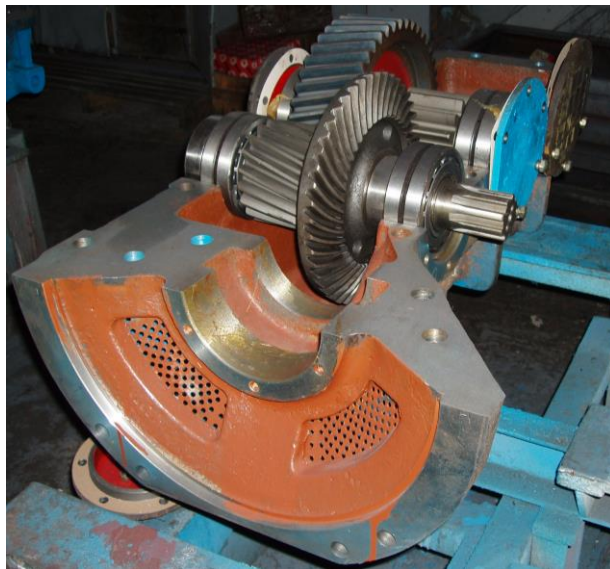


Рисунок 1.24 – Вигляд у розрізі планетарного редуктора

Застосування сучасного зубошліфувального верстату моделі HOFLEER RAPID 1250, працюючого за методом профільного копіювання, також дозволило вивільнити 4 раніше застосовувані зубошліфу-

вальні верстати, які працювали за традиційним малопродуктивним методом обкатування. При цьому, завдяки застосуванню високопористого абразивного круга, досягнуто високу якість обробки зубчатих коліс та, відповідно, високу якість виготовлення планетарних редукторів шахтних конвеєрів потужністю більше 200 кВт. Це дозволило значно підвищити надійність їх роботи та міжремонтний строк експлуатації, що привело до суттєвого покращення умов праці шахтарів.

1.10. Теоретичний підхід до забезпечення умов підвищення якості і продуктивності механічної обробки

Загальновідомо, що температурний чинник є основним обмеженням підвищення якості і продуктивності механічної обробки. Тому проведемо теоретичний аналіз умов зменшення температури шліфування θ на основі аналітичної залежності, отриманої із урахуванням розподілу тепла, що надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі і до стружок, що утворюються, за умови рівності роботи різання і кількості тепла, яке виділяється під час шліфування [39; 45; 53; 138]:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{2 \cdot t}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2 \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{L}{V_{\text{дет}}}}\right)} = \\ &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{L}{t \cdot Q_{\text{пит}}}}\right)}, \end{aligned} \quad (1.74)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ – глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

$a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – температуропровідність оброблюваного матеріалу, м²/с;

$\tau = L / V_{\text{дет}}$ – час обробки, с;

L – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м;

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

t – глибина шліфування, м;

$Q_{\text{пит}} = t \cdot V_{\text{дет}}$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

Як витікає із залежності (1.74), температура шліфування θ цілком однозначно визначається відношенням l_2/t : чим воно більше, тим менше температура θ . Отже, із точки зору зменшення температури θ необхідно збільшувати параметр l_2 і зменшувати глибину шліфування t , збільшуючи цим частку тепла, що надходить до оброблюваної деталі. Однак збільшення параметра l_2 передбачає збільшення часу $\tau = L/V_{дет}$ теплової дії на поверхневий шар оброблюваної деталі завдяки зменшенню швидкості деталі $V_{дет}$. Очевидно, це призведе до зменшення продуктивності обробки із-за одночасного зменшення параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t . Тому в залежності (1.74) слід прийняти умову $Q_{пит} = const$, за якою зменшити температуру шліфування θ можна зменшенням глибини шліфування t , тобто застосуванням багатопрхідного шліфування.

У цьому випадку практично все тепло, що утворюється під час шліфування, буде надходити до оброблюваної деталі, а до стружок, що утворюються, буде надходити невелика кількість тепла.

Разом із тим, зменшення температури шліфування θ відбувається у результаті збільшення довжини нагрітої частини адіабатичного стержня l_2 , що може призвести до появи різних температурних дефектів на оброблюваній поверхні. Тому параметр l_2 слід зменшувати, забезпечуючи зменшення температури θ завдяки зменшенню умовного напруження різання σ . Це ідеальний випадок із погляду досягнення високих показників якості і продуктивності обробки. Реалізувати його можна застосуванням багатопрхідного шліфування із одночасним забезпеченням високої ріжучої здатності круга та зменшенням інтенсивності тертя в зоні різання.

Із цього витікає, що зменшення умовного напруження різання σ є основною умовою зменшення температури шліфування θ та підвищення якості і продуктивності обробки. Забезпечити зменшення умовного напруження різання σ можна застосуванням як багатопрхідного, так і глибинного високопродуктивного шліфування. У зв'язку із цим перспективним є метод глибинного шліфування високопористими абразивними кругами, які суттєво зменшують силову напруженість процесу шліфування завдяки зменшенню тертя в зоні різання та підвищенню ріжучої здатності круга. Застосування шліфувальних кругів із

переривчастою робочою поверхнею також сприяє зменшенню умовного напруження різання σ та одночасно дозволяє зменшити температуру θ шляхом періодичності теплової дії на оброблювану деталь і можливості її часткового охолодження в період короткочасного переривання процесу шліфування.

Важливою умовою зменшення умовного напруження різання σ і температури шліфування θ слід розглядати застосування лезової обробки, що характеризується меншою інтенсивністю тертя в зоні різання, ніж під час шліфування.

У цьому випадку в залежності (1.74) замість глибини шліфування t необхідно розглядати товщину зрізу a , замість швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ – швидкість різання V . Тоді $Q_{\text{пит}} = a \cdot V$ і

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2 \cdot a} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot L}{c \cdot \rho \cdot V}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{L}{a \cdot Q_{\text{пит}}}}\right)}. \quad (1.75)$$

Зі збільшенням швидкості різання V температура шліфування θ збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення: $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$. Звичайно, це призводить до збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = a \cdot V$. Однак при цьому необхідно зменшувати величину σ із метою зменшення максимального значення температури шліфування $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$.

Безперечно, зменшення товщини зрізу a за умови $Q_{\text{пит}} = \text{const}$ дозволяє зменшити температуру шліфування θ , однак не настільки значно, як це відбувається зі зменшенням умовного напруження різання σ . Тому під час лезової обробки, так само як і під час шліфування, основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглядати зменшення величини σ , наприклад, шляхом застосування лезових інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів, які мають найменший коефіцієнт тертя і високу гостроту ріжучого леза. Ефективно використовувати твердосплавні і керамічні лезові інструменти зі зносостійкими покриттями, які характеризуються високою стійкістю та можливістю здійснення високошвидкісної високопродуктивної обробки. У цьому випадку параметр $l_2 \rightarrow 0$ і фактично все тепло, що утворюється під час різання, надходить до стружки, що утворюється, а це оберігає оброблювану деталь від надмірної теплової дії і підвищує якість

обробки. Завдяки цьому, лезові інструменти із синтетичних надтвердих матеріалів, а також твердосплавні і керамічні лезові інструменти із зносостійкими покриттями, широко використовують на фінішних операціях лезової обробки замість операцій шліфування, забезпечуючи підвищення якості і продуктивності обробки.

Таким чином показано, що температура різання θ під час шліфування та лезової обробки описується однією і тією ж аналітичною залежністю. Відмінність полягає лише в значеннях умовного напруження різання, які, як відомо, менше під час лезової обробки, оскільки під час шліфування вони визначаються інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Цим пояснюються більші значення температури під час шліфування, що вимагає проведення подальших досліджень щодо визначення умов її зменшення.

Виходячи із цього, залежність (1.74) слід подати у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{Q_{\text{ПІТ}}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{\text{кр}}}{2 \cdot t}} \right)}, \quad (1.76)$$

де $R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м.

Зі збільшенням глибини шліфування t і $Q_{\text{ПІТ}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ температура шліфування θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення $\sigma/c \cdot \rho$ (рис. 1.25).

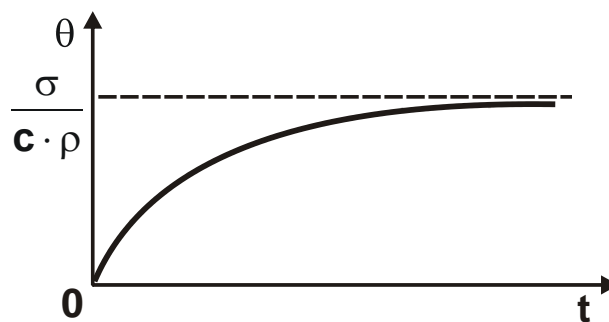


Рисунок 1.25 – Залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t

На основі залежності (1.76) визначено частки тепла α_1 , що надходять до стружок, і до оброблюваної деталі α_2 під час шліфування:

$$\alpha_1 = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot Q_{\text{пит}}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}\right)}; \quad \alpha_2 = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{\text{пит}}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}}\right)}. \quad (1.77)$$

Як витікає із залежності (1.77), зі збільшенням глибини шліфування t частка тепла α_1 , яка надходить до стружок, що утворюються, збільшується від 0 до 1, а частка тепла α_2 , яка надходить до оброблюваної деталі, навпаки, зменшується від 1 до 0.

У табл. 1.12 наведено розрахункові значення відношення $l_2/2 \cdot t$, параметрів α_1 і α_2 для вихідних даних (шліфування загартованої сталі ШХ15): $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\lambda = 42 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{град.})$; $Q_{\text{пит}} = 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$; $R_{\text{кр}} = 0,2 \text{ м}$.

Таблиця 1.12 – Розрахункові значення відношення $l_2/2 \cdot t$ і параметрів α_1 і α_2

$t \cdot 10^{-6}, \text{ м}$	10	20	40	80	160	320
$l_2/2 \cdot t$	9,17	7,7	6,47	5,44	4,57	3,84
α_1	0,1	0,12	0,14	0,155	0,18	0,2
α_2	0,9	0,88	0,86	0,845	0,82	0,8

Із табл. 1.12 витікає, що зі збільшенням глибини шліфування t за умов звичайного багатопрохідного шліфування має місце незначне збільшення α_1 та зменшення α_2 , тобто до оброблюваної деталі надходить фактично все тепло, яке утворюється під час шліфування. При цьому довжина нагрітої частини адіабатичного стержня l_2 значно перевищує глибину шліфування t . Цим і пояснюється висока імовірність утворення температурних дефектів на поверхнях оброблених деталей під час шліфування. Порівняння залежностей (1.76) і (1.77) показує, що характер зміни частки тепла α_1 , яка надходить до стружок, що утворюються, ідентичний характеру зміни температури шліфування θ . Отже, температура θ змінюється за законом зміни параметра α_1 і залежність (1.76) можна подати у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \alpha_1. \quad (1.78)$$

Тому важливою умовою зменшення температури шліфування θ є зменшення параметра α_1 завдяки зменшенню глибини шліфування t за заданого значення $Q_{\text{пит}}$. Однак основною умовою зменшення температури θ , як показано раніше, слід розглядати зменшення умовного напруження різання, яке прямо пропорційно пов'язане із температурою шліфування θ . Отже, отримані теоретичні рішення дозволяють вирішити проблему забезпечення високих показників якості і продуктивності на основі застосування сучасних технологій механічної обробки.

1.11. Аналіз існуючих підходів до визначення температури шліфування

Для визначення температури різання під час механічної обробки традиційно використовують диференціальне рівняння теплопровідності матеріалу [94], що має вигляд:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (1.79)$$

де $a = \lambda / c \cdot \rho$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, $\text{м}^2/\text{с}$;

τ – час обробки, с ;

x, y, z – координати.

У численних роботах [27; 79; 82; 88; 94; 100] наведено аналітичні рішення цього диференціального рівняння теплопровідності щодо процесів лезової обробки і шліфування. Однак вони достатньо складні. У зв'язку із цим, професор Якимов О. В. [106; 107], як це показано в п. 1.6, запропонував спростити розрахункову схему визначення температури різання під час плоского шліфування (рис. 1.10). Для цього припуск, що знімається, було подано у вигляді пакету елементарних прямолінійних нескінченно тонких адіабатичних стержнів довжиною l , на торцях яких періодично діє тепловий потік, що утворюється у процесі шліфування. При цьому шліфувальний круг здійснює обертальний рух із швидкістю $V_{\text{кр}}$, а оброблювана деталь переміщається у горизонтальному напрямі із швидкістю $V_{\text{дет}}$. Тепло, що утворюється в процесі шліфування, поширюється лише вздовж адіабатичного стержня, тобто

у напрямку осі координат x . Оскільки стінки адіабатичних стержнів ізольовані, тому теплообмін між ними не відбувається. Виходячи із цього, рівняння теплопровідності (1.79) для несталоного у часі теплового процесу спрощується та в одновимірній системі координат набуває вигляду:

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2}. \quad (1.80)$$

У роботі [106] розрахунок температури шліфування виконано за наступними початковими і граничними умовами:

$$\theta(x, \tau)|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x, \tau)|_{x=0} = \theta_k; \quad \left. \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad (1.81)$$

де θ_0 – початкова температура деталі, що дорівнює температурі середовища, К;

θ_k – температура зони контакту, К;

τ – час дії теплового джерела на торець виділеного адіабатичного стержня, с.

Підпорядковуючи рішення диференціального рівняння (1.80) цим умовам, визначено характер зміни температури за глибиною проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі (уздовж елементарного адіабатичного стержня) у процесі шліфування із урахуванням часу дії теплового джерела на торець виділеного адіабатичного стержня $\tau = 2h/V_{\text{дет}}$ та щільності теплового потоку q :

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x \cdot \sqrt{V_{\text{дет}}}}{2 \cdot \sqrt{a^2 \cdot h}} \right) \right], \quad (1.81)$$

де $2h$ – ширина джерела теплоти, м.

Як видно, максимальна температура шліфування досягає максимального значення на торці виділеного адіабатичного стержня, тобто у точці контакту адіабатичного стержня із кругом, і визначається:

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}}. \quad (1.82)$$

Згідно залежності (1.82), зменшити температуру шліфування можна шляхом зменшення щільності теплового потоку q і часу дії теплового джерела $\tau = 2h/V_{\text{дет}}$, тобто зменшенням ширини теплового джерела $2h$ і збільшенням швидкості деталі $V_{\text{дет}}$.

Із залежності (1.81) також витікає, що у міру віддалення від точки контакту адіабатичного стержня із шліфувальним кругом та із урахуванням зміни інтеграла ймовірності Гауса (erf) температура шліфування θ зменшується, проте ніколи не досягає нульового значення, оскільки змінюється за експонентним законом. Це є недоліком отриманого рішення, оскільки відсутня можливість цілком однозначного визначення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому дану величину можна визначити лише із наперед заданим ступенем точності за умови, що температура при цьому дорівнює, наприклад, 5°C тощо. Однак це приводить до довільного неоднозначного значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, яке може змінюватися у широких межах. Це позбавляє переваг аналітичного підходу до визначення температури шліфування та вимагає проведення подальших теоретичних досліджень із встановлення кінцевого цілком однозначного значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Таке ж рішення отримано професором Усовим А. В. у роботі [94]. У цій же роботі наведено й інші теоретичні рішення щодо поширення тепла у напівнескінченному стержні, які отримано різними методами розрахунку: методом поділу змінних та суперпозиції часткових рішень Фур'є, методом інтегральних перетворень, методом функції Гріна, різними чисельними методами вирішення крайових задач теплопровідності матеріалу.

Важливе теоретичне рішення щодо поширення тепла в напівнескінченному адіабатичному стержні для початкової $\theta|_{\tau=0} = 0$ та граничної $-\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}|_{x=0} = q_0$ умов отримано у роботі [100]. У даному випадку на торець напівнескінченного адіабатичного стержня діє джерело тепла із постійною щільністю теплового потоку q_0 , а початкова температура стержня дорівнює нулю.

Після вирішення диференціального рівняння (1.80) методом інтегральних перетворень отримано залежність для визначення температури напівнескінченного адіабатичного стержня:

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2 \cdot \tau}} - \frac{q_0}{\lambda} \cdot x \cdot \left[1 - \text{erf}\left(\frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right]. \quad (1.83)$$

У математиці функція $\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$ є функцією помилок.

Вона табульована [57]. Це неелементарна функція, що виникає у теорії імовірностей, статистиці та теорії диференціальних рівнянь із частковими похідними.

Функцію помилок не можна подати через елементарні функції, але, після розкладання інтегрованого виразу у ряд Тейлора та інтегрування його почленно, можна отримати представлення цієї функції у вигляді ряду:

$$\operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \cdot x^{2n+1}}{n!(2n+1)} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(x - \frac{x^3}{3} + \frac{x^5}{10} - \frac{x^7}{42} + \frac{x^9}{216} - \dots \right). \quad (1.84)$$

На рис. 1.26 наведено графік функції $\operatorname{erf} x$, а у табл. 1.13 – її значення.

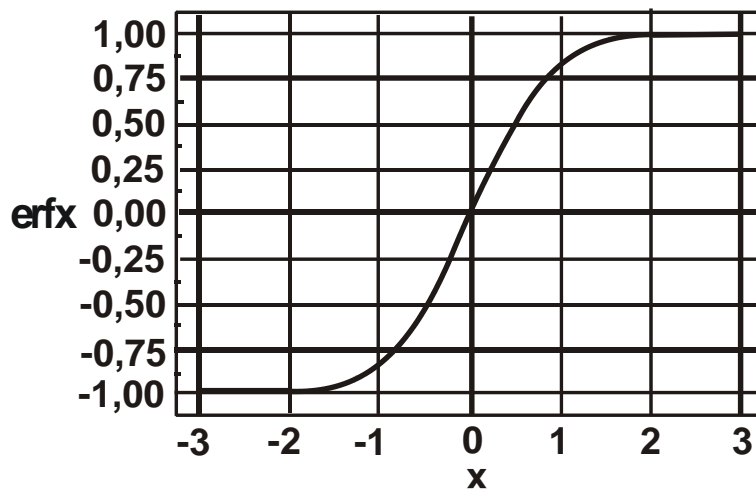


Рисунок 1.26 – Графік функції $\operatorname{erf} x$

Таблиця 1.13 – Розрахункові значення функції $\operatorname{erf} x$

x	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
erfx	0	0,112	0,223	0,329	0,428	0,52	0,604	0,678	0,742
x	0,9	1	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7
erfx	0,797	0,843	0,88	0,91	0,934	0,952	0,966	0,976	0,984
x	1,8	1,9	2	2,1	2,2	2,3	2,4	2,5	
erfx	0,989	0,993	0,995	0,997	0,998	0,999	0,999	1	

Відповідно до залежності (1.83), зі збільшенням координати x перший доданок залежності зменшується, а другий – збільшується, тобто координата x неоднозначно впливає на температуру θ . Тому важливо перетворити залежність (1.83), використовуючи нову безрозмірну величину:

$$z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}. \quad (1.85)$$

Тоді залежність (1.83) набуде вигляду:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right] \quad (1.86)$$

або у відносних величинах

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (1.87)$$

де $\bar{\theta}(z) = \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]$ – безрозмірна функція температури.

У табл. 1.14 наведено розрахункові значення функції $\operatorname{erf}z$ [57] (рис. 1.26), а також розрахункові значення першого і другого доданків безрозмірної функції температури $\bar{\theta}(z)$ та самої функції $\bar{\theta}(z)$.

Таблиця 1.14 – Розрахункові значення функції $\operatorname{erf}z$, першого $e^{-z^2} / \sqrt{\pi}$ і другого $z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$ доданків функції температури $\bar{\theta}(z)$ і функції $\bar{\theta}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
$\operatorname{erf}z$	0	0,223	0,428	0,604	0,742	0,843
$e^{-z^2} / \sqrt{\pi}$	0,5641	0,542	0,48	0,393	0,297	0,207
$z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$	0	0,155	0,228	0,237	0,206	0,157
$\bar{\theta}(z)$	0,5641	0,386	0,251	0,156	0,091	0,05

z	1,2	1,5	2	2,1	2,2	2,3
$\operatorname{erf}z$	0,91	0,96	0,995	0,997	0,998	0,999
$e^{-z^2} / \sqrt{\pi}$	0,133	0,059	0,0103	0,006	0,0044	0,002
$z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$	0,108	0,051	0,01	0,006	0,0044	0,002
$\bar{\theta}(z)$	0,025	0,008	0,0003			

Як видно, перший доданок цієї функції завжди більше другого і тому температура $\bar{\theta}(z)$ ніколи не набуде нульового значення (вона асимптотично наближається до нуля, рис. 1.27,а). Отже, значення безрозмірної величини z (або координати x), що визначають глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, є нескінченними, тоді як із фізичної точки зору вони повинні мати кінцеві значення, оскільки тепло у тілі не може поширюватися із нескінченно великою швидкістю. Із цього витікає, що залежність (1.83) дозволяє визначити лише максимальну температуру шліфування, яка виникає на торці адіабатичного напівнескінченного адіабатичного стержня – у точці його контакту із шліфувальним кругом, тобто у точці $x = 0$ (рис. 1.10):

$$\theta(x = 0, \tau) = \theta_{\max_1} = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1,129 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\tau}. \quad (1.88)$$

Із урахуванням залежності (1.88) залежність (1.87) набуде вигляду (рис. 1.27,б):

$$\theta(z) = \sqrt{\pi} \cdot \theta_{\max_1} \cdot \bar{\theta}(z). \quad (1.89)$$

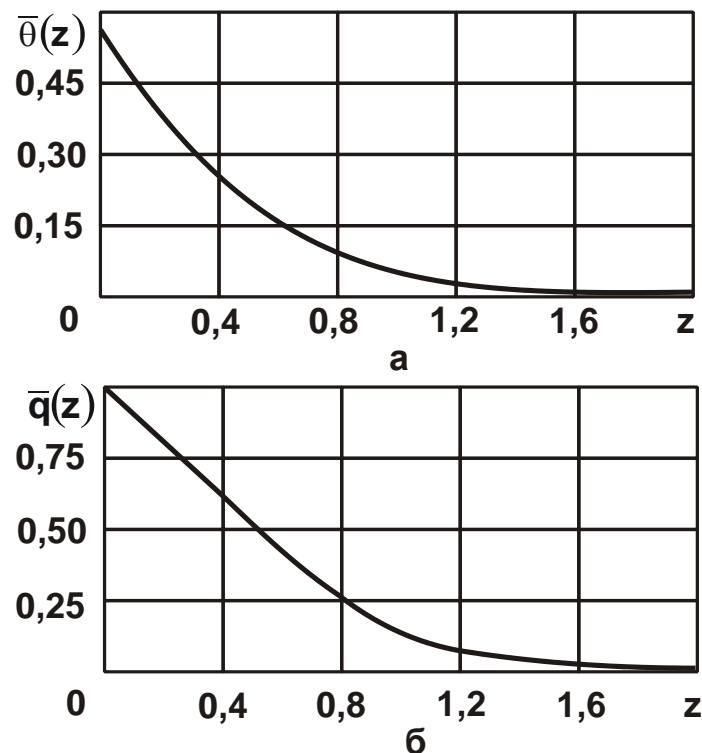


Рисунок 1.27 – Характер зміни функцій:
а – $\bar{\theta}(z)$; б – $\bar{q}(z)$

Таким чином встановлено, що залежність (1.83) і, відповідно, залежність (1.86) не дозволяють визначити дійсне значення глибини z проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Цю глибину можна встановити лише із наперед заданим ступенем точності, наприклад, приймаючи $z = 1; 1,5; 2$ тощо. Однак, за сутністю, це не має фізичного сенсу, оскільки у цьому випадку глибина z проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі буде приймати різні значення. Тому для визначення дійсного значення z необхідно використати інший теоретичний підхід, наведений у п. 1.7, на основі якого встановлено аналітичну залежність (1.61), яка дозволяє визначити кінцеве значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі.

Виходячи із цього, порівняємо залежність (1.61) із залежностями (1.81) і (1.83). Для цього перетворимо залежності (1.81) і (1.83) із урахуванням максимальної температури шліфування $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ та щільності теплового потоку $q = q_0$:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{h \cdot B} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{мит}}}{h \cdot B} = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{h}, \quad (1.90)$$

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

$F = h \cdot B$ – площа контакту круга із оброблюваною деталлю, м²;

B – ширина шліфування, м;

$h = \sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м;

t – глибина шліфування, м;

$D_{\text{кр}}$ – діаметр круга, м;

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

$S_{\text{мит}} = Q / V_{\text{кр}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими у процесі різання зернами шліфувального круга, м²;

$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – продуктивність обробки, м³/с.

Після підстановки залежності (1.90) у (1.81) і (1.83) маємо:

$$\theta = 1,253 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{h}} \right) \right]; \quad (1.91)$$

$$\theta = 1,129 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a^2 \cdot \tau}} - \theta_{\max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{1}{\tau}}\right) \right], \quad (1.92)$$

де $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

У зоні контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю, тобто за умови $x = 0$, залежності (1.91) і (1.92) набувають спрощеного вигляду:

$$\theta = 1,253 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} = 1,253 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{I}; \quad (1.93)$$

$$\theta = 1,129 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} = 1,129 \cdot \theta_{\max} \cdot \sqrt{I}, \quad (1.94)$$

де $I = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}$ – безрозмірний комплексний параметр.

Як видно, залежності (1.93) і (1.94) відрізняються лише числовими множниками, що пов'язано із різними методиками визначення температури шліфування та прийнятими припущеннями у розрахунках. Таким чином, використовуючи поняття "максимальна температура шліфування", вдалося вихідні залежності (1.81) і (1.83) привести до більш загального вигляду, що описуються залежностями (1.93) і (1.94) та мають цілком конкретний фізичний зміст.

Аналогічно можна перетворити й інші відомі аналітичні залежності для визначення температури шліфування (та різання), які наведено у науково-технічній літературі. Це відкриває нові можливості встановлення закономірностей формування температури шліфування та умов її зменшення.

Разом із тим, вихідні залежності (1.81) і (1.83) та, відповідно, залежності (1.86) і (1.94) отримано на основі вирішення диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.80) із урахуванням лише тепла, що надходить до оброблюваної деталі, без аналітичного взаємозв'язку із теплом, що одночасно надходить до стружок, що утворюються. Розподіл тепла, що виділяється у процесі різання, між оброблю-

ваною деталлю і стружками, що утворюються, як правило, здійснюють за допомогою поправочних коефіцієнтів, які змінюються у межах 0 ... 1 та справедливі для часткових умов обробки. Як встановлено розрахунками, це призводить до розходження розрахункових і експериментальних значень температури шліфування, а також не дозволяє встановити узагальнені теоретичні рішення щодо визначення температури шліфування і кінцевого значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, оскільки ця величина прагне до нескінченності.

Необхідно зазначити, що із-за складності розрахунків під час розв'язання диференціального рівняння теплопровідності (1.80) у розглянутих роботах [82; 106] аналітично не враховано перенесення тепла до стружок, що утворюються, тобто прийнято, що все тепло надходить лише у оброблювану деталь. Цим, власне, й обумовлено основний недолік отриманого рішення, який пов'язаний із невизначеністю глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Для усунення даного недоліку, очевидно, необхідно суттєво спростити розрахункову схему температури різання під час шліфування, не вдаючись до вирішення диференціального рівняння теплопровідності із частковими похідними (1.79) або у спрощеному вигляді – диференціального рівняння теплопровідності у одновимірній системі координат (1.80). Тому для вирішення конкретних практичних завдань теплофізики шліфування та лезової обробки необхідно ширше застосовувати спрощені інженерні розрахунки, які дозволяють достатньо просто визначити температуру різання за умови забезпечення високої збіжності розрахункових та експериментальних даних.

Для спрощення розрахунків залежність (1.61) необхідно подати у вигляді:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-I}, \quad (1.95)$$

де $I = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}$ – безрозмірний комплексний параметр.

Отримана залежність (1.95) аналогічна залежностям (1.81) і (1.83). Вона пов'язує відношення θ/θ_{\max} лише із безрозмірним комплексним параметром I .

У табл. 1.15 і на рис. 1.28 наведено розраховані за залежностями (1.81), (1.83) і (1.95) значення безрозмірного комплексного параметру I у залежності від відношення θ/θ_{\max} .

Таблиця 1.15 – Розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I за залежностями (1.81), (1.83) і (1.95)

θ/θ_{\max}	0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1,0
(1.81)	0	0,0064	0,025	0,102	0,18	0,407	0,515	0,637
(1.83)	0	0,0078	0,031	0,126	0,282	0,5	0,635	0,784
(1.95)	0	0,0053	0,023	0,11	0,316	0,81	1,4	∞

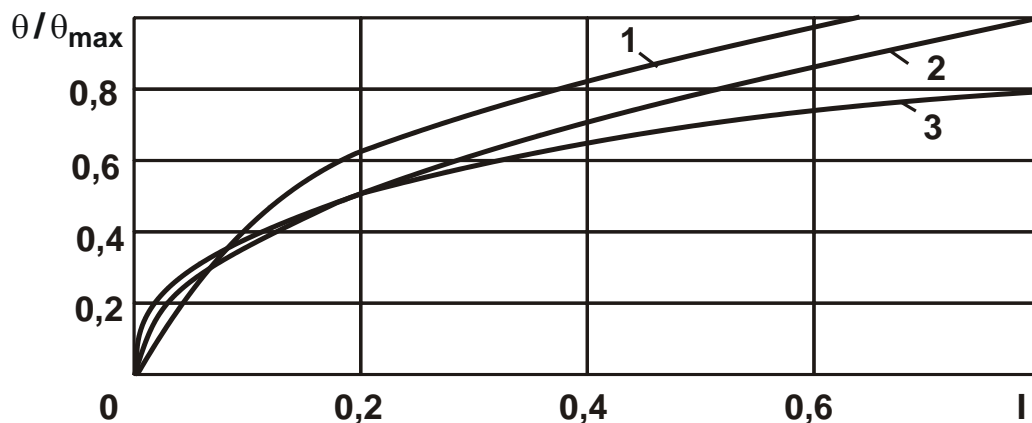


Рисунок 1.28 – Залежності відношення θ/θ_{\max} від безрозмірного комплексного параметру I : 1 – залежність (1.81); 2 – залежність (1.83); 3 – залежність (1.95)

Як видно, за залежностями (1.81) і (1.83) відношення θ/θ_{\max} зі збільшенням безрозмірного комплексного параметру I безперервно збільшується, досягаючи максимального значення, що дорівнює одиниці. Згідно залежності (1.95), відношення θ/θ_{\max} зі збільшенням параметру I також безперервно збільшується, проте лише асимптотично наближається до максимального значення, що дорівнює одиниці. Раніше зазначалося, що це пов'язано із концентрацією тепла, що виникає у процесі шліфування, в основному, в шарі стружок, що утворюються. За залежностями (1.81) і (1.83), навпаки, тепло, що виникає у процесі шліфування, концентрується у поверхневому шарі оброблюваної деталі. У результаті відношення θ/θ_{\max} набуває більших значень.

Крім того, відповідно до залежності (1.95), безрозмірний комплексний параметр I можна збільшувати нескінченно, тоді як, виходячи із залежностей (1.81) і (1.83), він набуває кінцевих значень, пов'язаних із досягненням відношення $\theta/\theta_{\max} = 1$. Отже, урахування розподілу тепла, що виникає під час шліфування та надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі та стружок, що утворюються, дозволяє більш об'єктивно підійти до визначення температури шліфування [43; 140]. Також використання залежності (1.95) відкриває нові технологічні можливості пошуку умов підвищення продуктивності обробки із урахуванням обмеження за температурним критерієм. Так, досягаючи у реальних умовах шліфування значення $\theta/\theta_{\max} \rightarrow 1$, можна необмежено збільшувати продуктивність обробки. Однак для цього необхідно суттєво зменшити максимальну температуру шліфування $\theta_{\max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ шляхом зменшення умовного напруження різання σ . Цього можна досягти, у першу чергу, зменшенням інтенсивності тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом у зоні різання.

У табл. 1.16 наведено розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I залежно від питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ та глибини шліфування t .

Таблиця 1.16 – Розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I

t, мм	Q _{пит} , мм ² /хв					
	100	300	500	800	1000	2000
0,01	0,0014	0,0042	0,007	0,0112	0,014	0,028
0,02	0,0020	0,0060	0,010	0,0160	0,02	0,04
0,04	0,0028	0,0084	0,014	0,0224	0,028	0,056
0,1	0,0044	0,0132	0,0221	0,0354	0,0443	0,0885

Як видно, безрозмірний комплексний параметр I для значень $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$, що застосовують на практиці, приймає дуже малі значення, які, виходячи із табл. 1.15, відповідають значенням відношення $\theta/\theta_{\max} < 0,1$. Отже, під час шліфування із-за високих значень максимальної температури шліфування $\theta_{\max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ фактично неможливо

повною мірою використати його потенційні можливості. Вони використовуються, у основному, лише у межах 10 %.

Таким чином, підвищити ефективність процесу шліфування та, й загалом, процесів механічної обробки, можна зменшенням умовного напруження різання σ і, відповідно, максимальної температури різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Підтвердженням отриманого теоретичного рішення є результати експериментальних досліджень енергоємності обробки (умовного напруження різання) для різних методів механічної обробки [9; 31; 47]. Так, встановлено, що під час лезової обробки енергоємність обробки значно менше, ніж під час шліфування. Це дозволяє зменшити максимальну температуру різання $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ до значень температури плавлення оброблюваних металів і нижче, забезпечуючи виконання на практиці умови $\theta / \theta_{\max} \rightarrow 1$. У результаті відкриваються нові можливості суттєвого збільшення швидкості різання під час лезової обробки за умови одночасного забезпечення високої якості оброблюваних поверхонь деталей. Цим зумовлена ефективність застосування високошвидкісного різання сучасними ріжучими лезовими інструментами зі зносостійкими покриттями на металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" [12 – 14; 26; 45; 55; 59; 70].

Слід зазначити, що значення відношення θ / θ_{\max} , які розраховано для встановлених у табл. 1.15 значень безрозмірного комплексного

параметру $I = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}$ за залежностями (1.81), (1.83) та (1.95),

відрізняються несуттєво. Це дозволяє використовувати їх для розрахунку відношення θ / θ_{\max} та, відповідно, температури різання θ під час шліфування.

Висновки до розділу 1

1. У роботі наведено розроблені теоретичні підходи до визначення енергоємності обробки та температури різання і обґрунтовано умови їх зменшення. Показано, що в умовах механічної обробки різанням енергоємність обробки рівнозначна умовному напруженню різання, яке може приймати значення, що багаторазово перевищують відомі значення меж міцності оброблюваного матеріалу (на стиск, розтягу-

вання, зсув тощо). Це пов'язано із тим, що поряд із процесом різання (процесом стружкоутворення) виникає процес тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом, який за рівнем енергоємності обробки значно перевищує процес різання. Встановлено, що найбільших значень енергоємності обробки досягають в процесі шліфування, а найменших – в процесі точіння.

2. У роботі розроблено теоретичний підхід до визначення температури різання під час шліфування та умов її зменшення із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок і до оброблюваної деталі. Це дозволило наблизити розрахункову схему температури різання до реальних умов обробки і привести у відповідність теорію і практику механічної обробки шліфуванням. Розходження розрахункових та експериментальних значень температури різання під час шліфування складає не більше 12 %.

3. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням часу контакту круга із оброблюваним матеріалом температура різання безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимальної температури різання, яка визначається відношенням умовного напруження різання до питомої теплоємності і щільності оброблюваного матеріалу. Виходячи із цього, запропоновано максимальну температуру різання розглядати новим універсальним технологічним параметром обробки, що визначає її потенційні можливості та дозволяє порівнювати різні методи механічної обробки за температурним критерієм і вибирати найбільш ефективні із них. На цій основі обґрунтовано основний напрям зменшення температури різання та підвищення якості і продуктивності обробки, який полягає у зменшенні максимальної температури різання до рівня та нижче температури плавлення оброблюваного матеріалу. Це дозволяє здійснити шліфування зі значною продуктивністю обробки фактично без підвищення температури різання.

4. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки ефективно шліфування здійснювати за схемою глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі. За відносно невеликої питомої продуктивності обробки доцільно використовувати багатопрохідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі. Встановлено також, що в реальних умовах шліфування відношення заданої і максимальної температур різання може змінюватися

лише в межах 0 ... 0,4 у зв'язку із перевищенням максимальною температурою різання температури плавлення оброблюваного матеріалу із за значного збільшення умовного напруження різання. Це значно обмежує технологічні можливості процесу шліфування. Встановлено, що підвищення ріжучої здатності алмазного круга дозволяє збільшити це відношення температур до значення 0,4 і, відповідно, збільшити продуктивність обробки.

5. У роботі теоретично в узагальненому вигляді обґрунтовано основні напрями зменшення температури різання під час шліфування. Вони полягають у зменшенні енергоємності обробки (умовного напруження різання) і застосуванні багатопрохідного торцевого шліфування на плоскошліфувальних верстатах із столом, що обертається. У цьому випадку обробка відбувається, за суттю, із нескінченною довжиною шліфування, тому відсутні втрати допоміжного часу, пов'язані із реверсування столу верстата. Встановлено, що за невеликою довжиною шліфування ефективно використовувати однопрохідне глибинне шліфування із невеликою швидкістю деталі. Це також унеможливорює втрати допоміжного часу, пов'язані із реверсуванням верстата. На цій основі розроблено ефективні технологічні процеси багатопрохідного торцевого шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках виробів із високотвердих феритів і ущільнювальних кілець, виготовлених із твердого сплаву "Реліт". Показано, що для забезпечення високопродуктивної бездефектної обробки ефективно застосовувати електроерозійне правлення алмазного круга на металевій зв'язці. Це дозволяє суттєво зменшити енергоємність обробки і температуру різання.

6. У роботі вирішено важливу і актуальну проблему підвищення якості і продуктивності виготовлення приводів шахтних конвеєрів (планетарних редукторів потужністю більше 200 кВт) шляхом забезпечення бездефектної механічної обробки зубчастих коліс – основних деталей приводів. Ефект обробки досягнуто завдяки застосуванню технології зубошліфування зубчастих коліс за методом профільного копіювання на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLER RAPID 1250 та застосуванню високопористих абразивних кругів із двостороннім конічним профілем типу 2П, які характеризуються високою ріжучою здатністю. Для забезпечення умов високоякісної і високопродуктивної обробки розроблено математичну модель процесу зубошліфування за

методом високопродуктивного профільного копіювання та методику визначення оптимальних параметрів режимів шліфування зубчастих коліс із урахуванням обмежень за температурою шліфування. Встановлено, що для виключення утворення на оброблюваних поверхнях зубчастих коліс припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів в умовах глибинного шліфування необхідно значно зменшувати швидкість подачі шліфувального круга вздовж зуба шестерні – до 2,27 м/хв для глибини шліфування 0,4 мм. Застосування розробленої методики визначення оптимальних параметрів режимів шліфування у виробничих умовах дозволило до 5 разів підвищити продуктивність обробки зубчастих коліс та покращити якість їх оброблених поверхонь. Це сприяло підвищенню якості та працездатності виготовлених приводів шахтних конвеєрів, збільшенню міжремонтного строку їх експлуатації та покращенню умов праці шахтарів.

7. У роботі отримано спрощені теоретичні рішення щодо визначення температури різання та забезпечення умов підвищення якості і продуктивності механічної обробки. Показано, що вони співпадають із отриманими аналогічними уточненими аналітичними рішеннями. Це дозволяє їх застосовувати для обґрунтування умов підвищення ефективності шліфування за температурним критерієм. Встановлено, що температура різання під час шліфування та лезової обробки описується однаковою аналітичною залежністю. Відмінність полягає лише в значеннях умовного напруження різання, які, як відомо, менше під час лезової обробки, оскільки під час шліфування вони визначаються інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Цим пояснюються більші значення температури під час шліфування. Показано, що температура шліфування змінюється за законом зміни частки тепла, яке надходить до стружок, що утворюються. Тому температуру шліфування можна аналітично визначати добутком максимальної температури шліфування та коефіцієнта, що враховує частку тепла, яка надходить до стружок, що утворюються (змінюється в межах 0,1 – 0,2). Під час шліфування цей коефіцієнт менше коефіцієнта, що враховує частку тепла, яка надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі (змінюється в межах 0,8 – 0,9). Це указує на те, що до стружок надходить значно менше тепла, ніж до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Розділ 2

Подальший розвиток теплофізичних рішень професора Якімова Олександра Васильовича

Вирішення складних проблем технології машинобудування щодо підвищення якості та надійності машин і систем нерозривно пов'язано із ім'ям видатного вченого-технолога, теплофізика, механіка та матеріалознавця, Заслуженого діяча науки України, Лауреата Державної премії України, академіка Інженерної Академії Наук України, почесного професора НТУУ "Київський політехнічний інститут", доктора технічних наук, професора Одеського національного політехнічного університету, засновника всесвітньо відомої наукової технологічної школи **ЯКИМОВА ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА**. Завдяки його науково-практичній творчості розроблено нові технологічні процеси виготовлення машин та систем, які підкорили виробництво найвищим рівнем якості, точності та продуктивності, а його рішення із теплофізики та механіки абразивної та алмазно-абразивної обробки визнано класичними, вони розширили наші уявлення відносно загальної теорії теплопровідності твердих тіл та механіки деформуючих систем. Олександр Васильович Якимов своїми теоретичними та практичними роботами зробив величезний внесок у створення нових ефективних технологій машинобудування, які широко використовують у виробництві.



Професор Якимов Олександр Васильович

Олександр Васильович Якимов вдало поєднував у собі якості вченого-технолога теоретика і практика. Високий рівень математичної підготовки, фундаментальні знання із теплофізики, механіки, матеріалознавства та інших природничих наук дозволили йому отримати принципово нові теоретичні рішення щодо теплових та механічних процесів під час механічної обробки та сформулювати нові наукові концепції розвитку технології машинобудування як самостійної прикладної науки.

Створений ним новий науковий напрям, заснований на управлінні нестационарними термодинамічними процесами, що протікають у зоні контакту ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом, відкрив нові можливості інтенсифікації виробництва, забезпечення високоякісної обробки відповідальних виробів авіаційної та ракетно-космічної техніки. Під його керівництвом успішно вирішено низку принципово важливих для вітчизняного машинобудування проблем щодо підвищення якості обробки відповідальних деталей машин шляхом вилучення припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів на оброблених поверхнях. Їм уперше у світовій практиці створено надзвичайно ефективний метод переривчастого шліфування, який кардинально вирішує проблему зниження температури у зоні різання та покращення якості поверхневого шару оброблюваного матеріалу, підвищує надійність та довговічність роботи деталей машин. Метод переривчастого шліфування став зразком вирішення задач металообробки завдяки можливості суттєвого зниження сили і температури різання та забезпечення високоякісної бездефектної обробки деталей машин без зменшення продуктивності обробки.

Запропонована Олександром Васильовичем Якимовим ідея відносно пульсуючого нагрівання оброблюваної деталі із мікроскопічними інтервалами охолодження завдяки періодичному перериванню контакту ріжучого інструменту із деталлю з метою вилучення теплового нагрівання поверхневих шарів оброблюваного матеріалу і зниження температури різання отримала широке практичне втілення у прогресивних конструкціях абразивних і алмазно-абразивних інструментів із переривчастою робочою поверхнею, які активно використовують у різних галузях промисловості. У даний час важко уявити обробку високоміцних сталей і сплавів, твердих порід каменю та інших важкообробних мета-

левих і неметалічних матеріалів без застосування переривчастих кругів (у тому числі відрізних) і шліфувальних стрічок із переривчастою робочою поверхнею, а також методів нанесення "масляних кишень" на поверхні, що працюють в умовах тертя, розроблених професором Якимовим О. В. Так, завдяки застосуванню переривчастого шліфування успішно вирішено проблеми обробки складнофасонних високоточних деталей сучасних реактивних та турбогвинтових авіаційних двигунів, наприклад, зубчастих коліс, що працюють із окружними швидкостями 80 ... 100 м/с та передають навантаження близько 8000 ... 10000 Н/см, газотурбінних та компресорних лопаток із жароміцних та титанових сплавів тощо.

Періодичне переривання процесу шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею зменшує температуру різання та збуджує високочастотні коливання у пружній системі, зменшуючи, тим самим, енергоємність процесу та забезпечуючи безперервне правлення шліфувального круга. В умовах переривчастого шліфування зменшення температури різання відбувається за двома каналами: шляхом переривання процесу різання до того моменту, поки температура не досягла квазістаціонарного стану, і шляхом створення гострого ріжучого рельєфу шліфувального круга. Жоден із відомих методів шліфування не має такого подвійного фізичного ефекту обробки. Ідею створення переривчастого шліфування було покладено в основу його докторської дисертації "Технологічні основи процесу шліфування кругами із переривчастою робочою поверхнею", яку Олександр Васильович захистив у віці 45 років. На той час він був одним із наймолодших і найперспективніших докторів технічних наук за спеціальністю "Технологія машинобудування". За цим напрямом Олександром Васильовичем Якимовим було створено наукову технологічну школу, під його науковим керівництвом підготовлено та захищено більше 50 кандидатських і докторських дисертаційних робіт, а сам Олександр Васильович у 1986 році був удостоєний високого звання Лауреата Державної премії України.

Вся історія розвитку наукової технологічної школи професора Якимова О. В. – це зразок самовідданої праці в ім'я науки та її тісного зв'язку із виробництвом. Зразком безкорисливої любові до науки назавжди залишиться Олександр Васильович Якимов. Саме любов до науки згуртувала під прапори наукової технологічної школи професора

Якімова О. В. великий загін захопленої цілеспрямованої творчої молоді, яка своєю життєвою позицією та моральними принципами довела високі ідеали свого Учителя.



Професор Якимов Олександр Васильович

Олександр Васильович був справжнім ПЕДАГОГОМ. За своє довге життя він підготував тисячі інженерів-технологів, і за кожним із них стоїть велика і кропітка праця, найвищий професіоналізм Учителя. У ньому завжди вражало постійне прагнення нового – нових завдань і рішень. Вражали глибокі фізико-математичні знання, які, зазвичай, не властиві вченим-технологам. Захоплювала лаконічність його наукової думки – написаний ним текст відрізнявся чіткістю та ясністю і був справжнім взірцем для наслідування. Як Учитель, він відкривав своїм учням новий світ знань, допомагав виробляти стратегію наукового пошуку, за що вони йому дуже вдячні.

У 1974 році Олександр Васильович став завідувачем кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту, однією з провідних кафедр країни – центру науково-технологічних знань, де постійно проводились науково-технічні конференції, захищалися дисертаційні роботи за спеціальністю "Технологія машинобудування". Він постійно перебував у центрі технологічних подій. Захист кандидатських та докторських дисертацій за спеціальністю "Технологія машинобудування" в країні постійно відбувався за його участю. До нього зверталися за допомогою аспіранти і докторанти, а також виробнични-

ки із технологічних питань щодо забезпечення якості виготовлення різних машин і систем, оскільки розроблений ним метод переривчастого шліфування відкривав широкі перспективи високоякісної обробки деталей машин.



Учасники екскурсії

Другий зліва (сидить) Маталін Андрій Олександрович.

Верхній ряд (ліворуч) Сагарда Антон Олександрович.

Крайній праворуч – Якимов Олександр Васильович



Учасники науково-технічного семінару, проведеного в Одеському політехнічному інституті під керівництвом О. В. Якімова (1980 р.)



На науковому семінарі Якімов Олександр Васильович і поряд із ним його учень Кігель Ісаак Гершевич (за переднім столом)



Учасники Міжнародного семінару "Надтверді матеріали" (Київ, 1981): Якимов О. В. із дружиною,
Сухоруків Ю. М., Григорян Г. Д., Рижов Е. В., Рибницький В. А. та ін.

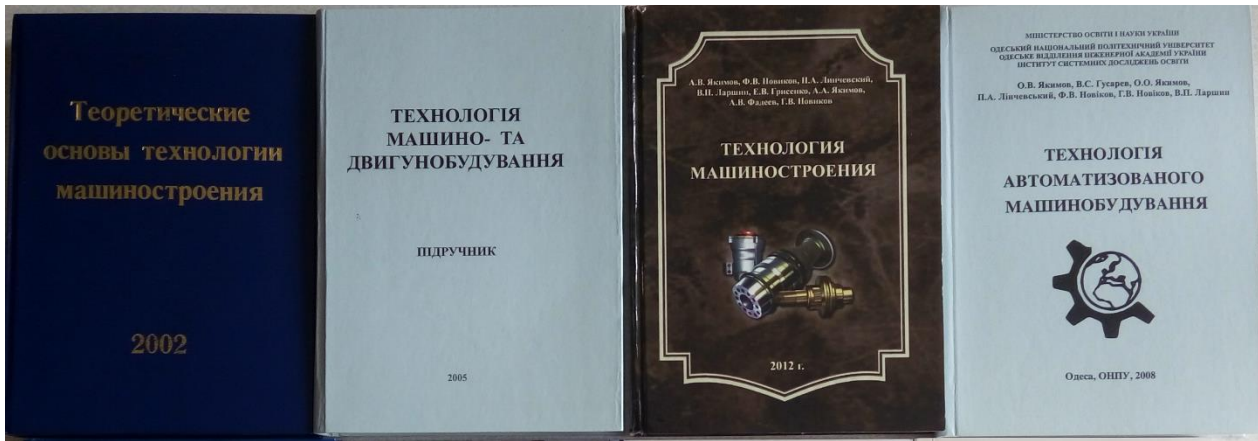
Значною подією для багатьох фахівців стала монографія Якимова О. В. "Оптимізація процесу шліфування", що вийшла в світ у 1975 році. У ній ми вперше побачили дивовижний світ формул і диференціальних рівнянь, доведених до практичного застосування під час розроблення нових конструкцій переривчастих кругів та визначення умов бездефектної обробки складних у виготовленні деталей, особливо авіаційного призначення. Своєю науковою працею Олександр Васильович переконливо показав нові можливості розвитку технології машинобудування на основі широкого застосування сучасного математичного апарату – диференціальних рівнянь у часткових похідних, розв'язання яких і зараз викликають значні складності не лише у технологів, а й у математиків високого рівня. Олександр Васильович став одним із перших технологів-машинобудівників, хто не злякався цих труднощів, а сміливо взявся за вирішення найскладніших диференціальних рівнянь теплопровідності матеріалів та досяг значних успіхів у поєднанні теорії і практики металообробки. Йому першому вдалося встановити принципово нову закономірність сталості температури переривчастого шліфування із часом обробки, оскільки під час звичайного шліфування та лезової обробки має місце безперервне збільшення температури різання і зменшення ефективності обробки. Знання цієї закономірності відкрило нове розуміння переривчастого шліфування і основних шляхів його розвитку, пов'язане із можливістю суттєвого зменшення температури різання та підвищення якості оброблюваних поверхонь, що забезпечують бездефектну обробку відповідальних деталей авіаційної техніки та інших наукомістких виробів.

Його вирішення диференціального рівняння теплопровідності для умов шліфування, наведене на перших сторінках монографії "Оптимізація процесу шліфування", стало символом прогресу технологічної науки, девізом наукових праць його учнів та послідовників. Тому багато дисертаційних робіт із технології машинобудування починаються із аналізу рішення диференціального рівняння теплопровідності, отриманого професором Якимовим О. В. Не менш значущими та цікавими є й інші монографії, підручники і навчальні посібники, підготовлені Якимовим О. В.

Олександрю Васильовичу своїми науковими роботами вдалося підняти свою улюблену дисципліну – технологію машинобудування –

до рівня академічних наук, що дозволило створювати краще, швидше і економічніше літаки, холодильники та багато чого іншого...



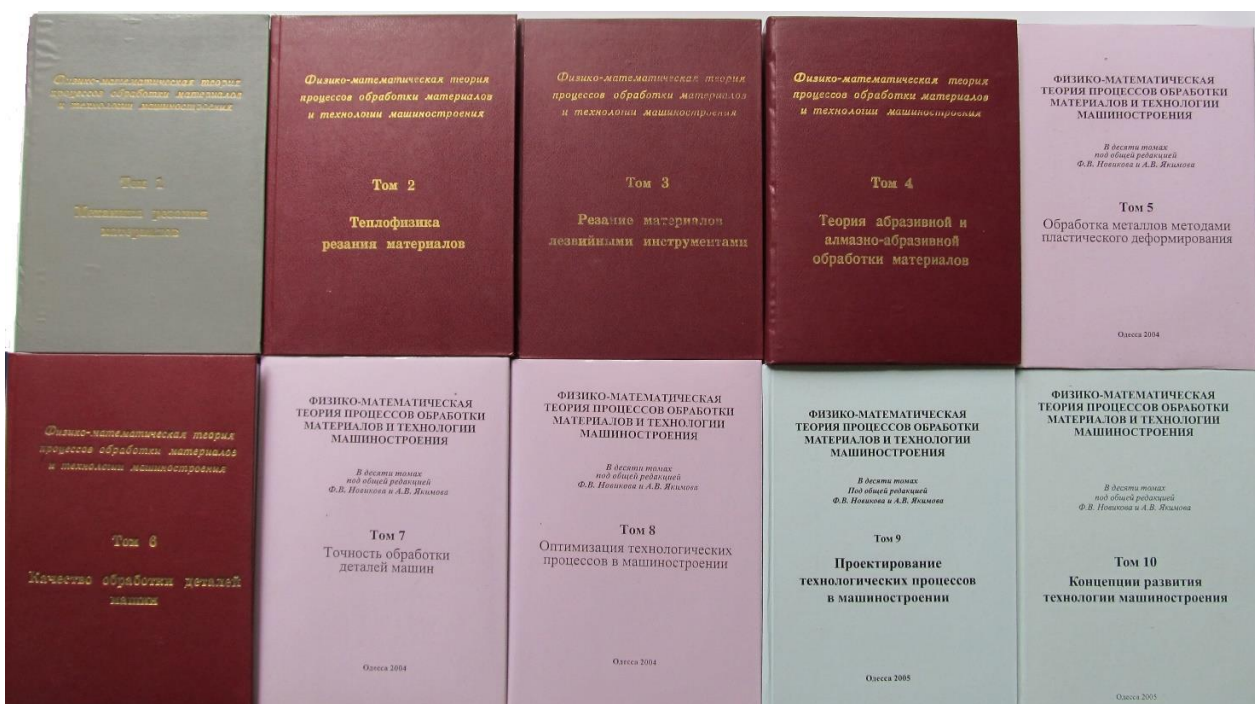


Підручники, навчальні посібники і монографії
професора Якимова Олександра Васильовича

Із гордістю можна сказати: нам дуже пощастило жити в епоху Олександра Васильовича – видатного вченого, який завжди вражав своїми неабиякими різнобічними знаннями у галузі механіки, математики, теплофізики, матеріалознавства, технології машинобудування та інших наук. Важко назвати людину, яка б так глибоко розуміла "весь букет" фундаментальних наук і могла б їх ефективно використовувати для вирішення практичних технологічних завдань. Його основні рішення щодо теплових і механічних процесів, які виникають під час обробки матеріалів різанням, та розроблені високоефективні технології переривчастого шліфування отримали загальне визнання і затвердили Олександра Васильовича Якимова світовим класиком технології машинобудування. Чого тільки варті його роботи із теорії зубошліфування – одного із найскладніших видів механічної обробки. Лише в його книгах можна легко і просто розібратися із цим складним із кінематичної і теплофізичної точок зору процесом. Лаконічно і в доступній формі написані ним книги із технології машинобудування стали науковим керівництвом для цілих поколінь фахівців і здобувачів вищої освіти.

Олександр Васильович увібрав найкращі якості, властиві людині: простоту, скромність, чесність, порядність, чуйність, бажання прийти на допомогу людині у скрутну хвилину. За це ми його дуже любили, і завжди пам'ятатимемо. Народження наших конференцій "Фізичні та комп'ютерні технології", які проводилися на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД", насамперед зобов'язані Олександру Васильовичу Якимову. Його можна назвати "батьком" цих конференцій, ідея

проведення яких вперше виникла у нього в 1999 році на порозі нового тисячоліття та збіглася із відродженням економіки України, становленням нових виробничих відносин та першими успіхами підприємств, які отримали перші серйозні замовлення після довгого застою. Під його науковим керівництвом було проведено 22 такі конференції, які вплинули на розвиток теорії та практики технології машинобудування. В межах проведення цих конференцій було підготовлено та надруковано 10-томне фундаментальне колективне наукове видання "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів та технології машинобудування".



10-томне наукове видання "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів та технології машинобудування"

Олександр Васильович до останніх днів свого життя працював на кафедрі "Технологія машинобудування" Одеського національного політехнічного університету. До останніх днів життя він залишався вірним своїм ідеалам: НАУЦІ, яку він любив і якій присвятив усі свої прекрасні роки, ВИРОБНИЦТВУ, яке він збагачував практичними розробками та доводив до світових стандартів, ОСВІТІ, якій віддавав усі свої сили, знання та багатий життєвий досвід.



Співробітники кафедри "Технологія машинобудування"
Одеського політехнічного інституту та учні професора Якімова О. В.
вітають його із 55-річчям (1980 р.)



Якімов О. В. та Колкер Я. Д. із колегами
із Харківського політехнічного інституту:
Тимофєєвим Ю. В. (другий зліва),
Гришко Я. А. (крайній праворуч)



Ларшин В. П., Якимов О. В. і Новіков Ф. В. (м. Харків, 2000 р.)

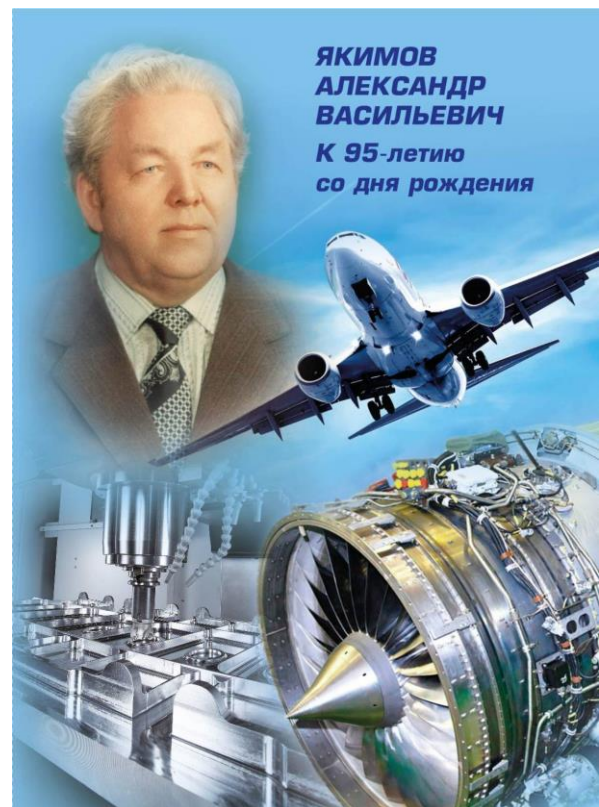
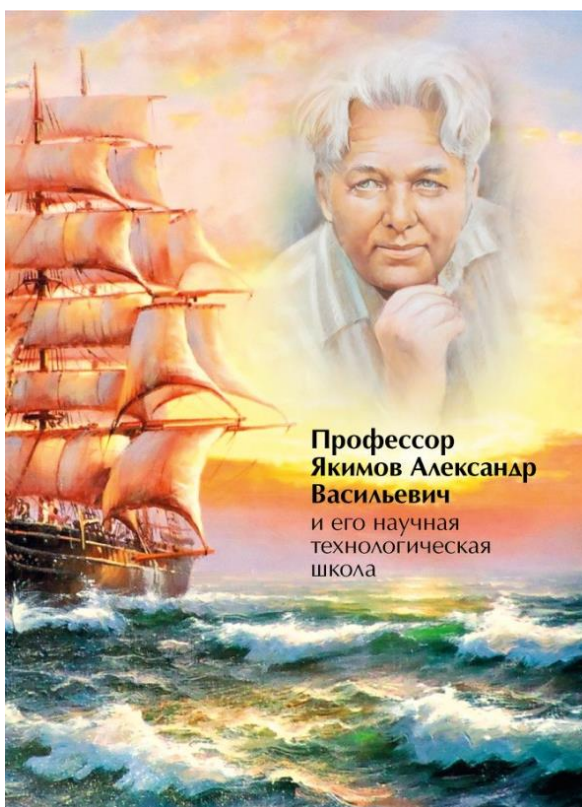


Колектив кафедри "Технологія машинобудування" Одеського національного політехнічного університету в день 88-річчя професора Якімова О. В. (15.03.2013 р.)



Учасники XXII конференції "Фізичні та комп'ютерні технології" (м. Харків, 2016 р.)

В останні роки вийшла в світ серія книг про життєвий і творчий шлях професора Якимова Олександра Васильовича.





Якимов Олександр Васильович
із сином Олексієм Олександровичем

Значний вклад у розвиток теплофізики механічної обробки та технології машинобудування вніс професор Якімов Олексій Олександрович – син Олександра Васильовича.

Він продовжив справу, розпочату батьком. Закінчив Одеський політехнічний інститут і аспірантуру за спеціальністю "Технологія машинобудування".

У 1991 році захистив кандидатську дисертацію на тему: "Підвищення ефективності переривчастого шліфування деталей, загартованих до високої твердості", а у 2015 році – докторську дисертацію на тему: "Технологічне забезпечення якості поверхневого шару зубів високоточних зубчастих коліс при шліфуванні", отримав вчене звання професор. Працював завідувачем кафедри "Інформаційних технологій проектування в машинобудуванні" (ІТПМ) Одеського національного політехнічного університету.



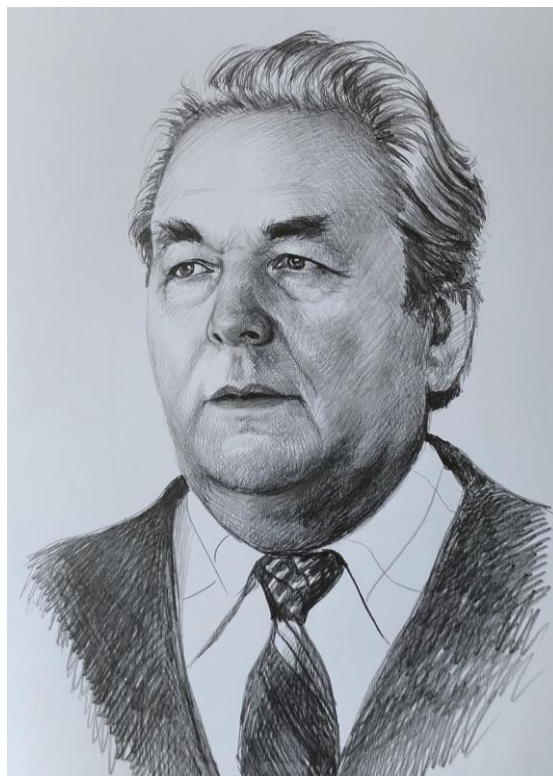
Професор Якімов Олексій Олександрович

Під час підготовки докторської дисертації показав високий математичний рівень, довів розв'язання складних диференціальних рівнянь теплопровідності щодо процесу шліфування до чисельних розрахунків, до розроблення практичних рекомендацій та їх впровадження у виробництво. Сформулював принципово новий науковий напрям із підвищення якості та продуктивності обробки в умовах переривчастого шліфу-

вання на основі управління тепловими процесами. Ця робота відкрила нові горизонти сучасного вдосконалення технологій зубошліфування, якими його батько – Олександр Васильович починав займатися ще в роки своєї молодості, працюючи на машинобудівному заводі.

Автор даної монографії багато років плідно працював із Якимовим Олексійом Олександровичем в напрямі подальшого розвитку теплофізичних рішень щодо процесів шліфування, отриманих професором Якимовим Олександром Васильовичем.

На жаль, доля не подарувала Олексію Олександровичу довгого життя – прожив лише 62 роки. Але за ці роки він багато чого досяг, залишив глибокий слід у серцях та умах усіх, хто його знав і з ким він працював. Він був працьовитим, дисциплінованим, дуже вимогливим до себе, ерудованим не лише із технічних і технологічних питань, а й із питань мистецтва, культури, історії ... Із трепетом зберігав пам'ять про свого батька – Олександра Васильовича. Підготував серію книг про нього, про його наукову діяльність та про дуже цікавий рід Якимових, багато представників якого стали широко відомими у різних напрямках професійної діяльності.



Нарисовані портрети Якімова Олександра Васильовича

У Додатку А, Додатку Б і Додатку В даної монографії наведено результати наукових досліджень із тематики теплофізики шліфування, виконані спільно Новіковим Ф. В. та Якімовим О. О.

2.1. Фізична сутність і технологічні можливості переривчастого шліфування

Підвищення якості та продуктивності обробки деталей машин є найважливішою умовою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Це вимагає застосування сучасних технологій металообробки, особливо на фінішних операціях, де остаточно формуються параметри точності та якості оброблюваних поверхонь.

Перспективним напрямом високоякісної обробки деталей машин та інтенсифікації процесів алмазно-абразивної обробки слід розглядати переривчасте шліфування, ідея створення якого полягає в періодичному перериванні контакту шліфувального круга із деталлю та виключення теплового насичення поверхневих шарів оброблюваного матеріалу із метою зменшення температури різання [106; 142]. Такий підхід до управління теплонапруженістю процесу дозволяє підвищити якість обробки за одночасного збільшення продуктивності шліфування. Причому ефект від переривання контакту круга із деталлю в ряді випадків значно вище, ніж від оптимізації умов звичайного шліфування тощо.

У зв'язку із цим, на основі аналізу та математичного моделювання процесу переривчастого шліфування запропоновано нове рішення, що забезпечує зниження інтенсивності зношування круга та збереження заданої продуктивності шліфування. У роботі також розкрито загальні закономірності формування температури різання під час переривчастого шліфування та визначено умови її зменшення. Наведено аналітичні залежності для визначення оптимальних геометричних параметрів робочої поверхні переривчастого круга.

Характерною особливістю переривчастого шліфування є самооформлення макропрофілю робочих виступів круга. Схема знімання матеріалу в таких умовах відмінна від звичайного шліфування. Розглянемо шліфування прямокутного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга (рис. 2.1,а). За період заглиблення западини переривчастого круга зразок переміститься в радіальному напрямі на

величину h . Знімання матеріалу здійснюють зерна, розташовані на передній кромці робочого виступу. Внаслідок високої навантаженості цих зерен та інтенсивного їх випадання із зв'язки, на робочому виступі круга утворюється фронтальна поверхня довжиною a , яка розташована під "кутом атаки" α до площини різання [108].

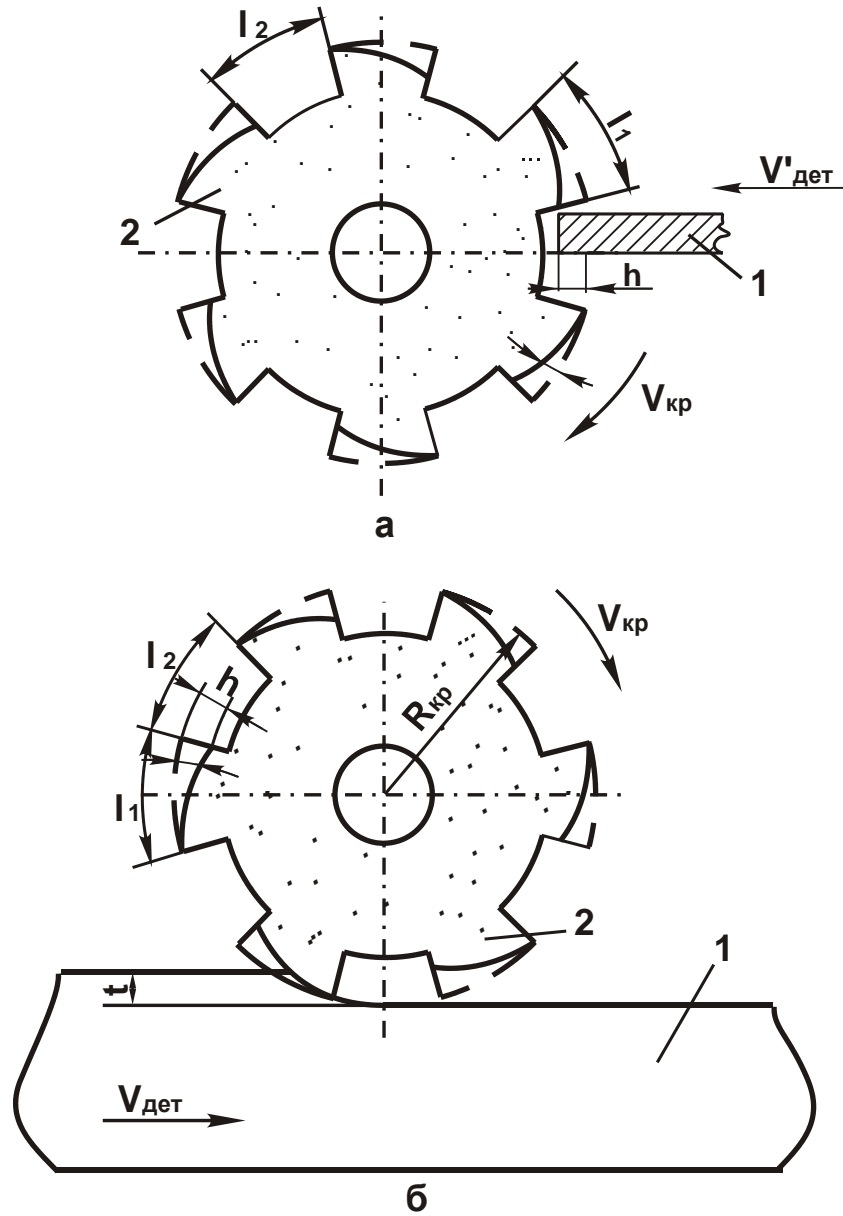


Рисунок 2.1 – Розрахункова схема переривчастого шліфування:

1 – деталь; 2 – круг

За період проходження ділянки a швидкість знімання матеріалу $V'_{дет}$ збільшиться на величину $V_{кр} \cdot \operatorname{tg}\alpha$ та визначиться:

$$V''_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} + V_{\text{кр}} \cdot \text{tg}\alpha, \quad (2.1)$$

де $\text{tg}\alpha = h/a$.

Припуск h , що набігає, пропорційний довжині западини круга l_2 . Тоді, $h = V'_{\text{дет}} \cdot \tau$, де $\tau = l_2 / V_{\text{кр}}$ – час заглиблення зразка у западину круга. Остаточно параметри h і $V''_{\text{дет}}$ опишуться:

$$h = l_2 \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}; \quad (2.2)$$

$$V''_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right). \quad (2.3)$$

Максимальна імовірнісна (наведена) товщина зрізу визначається залежністю [108]:

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg}\gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right)}, \quad (2.4)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

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

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна.

Під час переривчастого шліфування параметр H_{max} більше, ніж під час звичайного шліфування ($l_2 = 0$). Зі збільшенням протяжності фронтальної ділянки a множник $(1 + l_2/a)$ і параметр H_{max} зменшаться (табл. 2.1). Найменше значення H_{max} досягається за умови $a = l_1$, тобто для сталої форми профілю робочого виступу переривчастого круга, коли фронтальна ділянка охоплює весь робочий виступ довжиною l_1 .

Таблиця 2.1 – Розрахункові значення $(1 + l_2/l_1)^{1/3}$

l_2/l_1	0	1	2	5	10
$(1 + l_2/l_1)^{1/3}$	1,0	1,26	1,45	1,82	2,23

Параметр H_{max} набуває вигляду:

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg}\gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}. \quad (2.5)$$

Для круглого зовнішнього (внутрішнього) і плоского шліфування (рис. 2.1,б) параметр H_{\max} із урахуванням $V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$ опишеться:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}, \quad (2.6)$$

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

t – глибина шліфування, м;

$\rho = 1/R_{\text{кр}}$;

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м.

Підставляючи в залежність (2.6) швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ у вигляді залежності $V_{\text{дет}} = Q/B \cdot t$ параметр H_{\max} визначиться:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{Q \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}{B}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}, \quad (2.7)$$

де Q – продуктивність обробки, м³/с;

B – ширина шліфування, м.

Для того щоб продуктивність обробки Q залишалася постійною за заданим значенням H_{\max} швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно зменшити в $(1 + l_2/l_1)^2$ раз. Отже, швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ під час переривчастого шліфування має бути пов'язана із швидкістю деталі $V_{\text{дет}0}$ під час звичайного шліфування залежністю:

$$V_{\text{дет}} = \frac{V_{\text{дет}0}}{\left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2}. \quad (2.8)$$

Глибина шліфування t за умови $Q = \text{const}$ має бути пов'язана із глибиною шліфування t_0 (для круга із суцільною робочою поверхнею) залежністю:

$$t = t_0 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2. \quad (2.9)$$

Таким чином, для реалізації даного способу шліфування швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ необхідно зменшувати, а глибину шліфування t –

збільшувати, тобто чим більше глибина шліфування t , тим більше може бути довжина западини переривчастого круга l_2 і вище ефективність шліфування.

Цим забезпечується зменшення зношування переривчастого круга до рівня зношування круга із суцільної робочої поверхнею (без зменшення продуктивності обробки). Отримане рішення дозволяє ефективно використовувати переривчасті круги із характеристикою $l_2 / l_1 > 1,5$, які із-за надзвичайно інтенсивного зношування не набули поширення на практиці, хоча забезпечують суттєве зменшення температури різання під час шліфування.

Слід зазначити, що запропонована схема глибинного алмазного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі забезпечує шорсткість обробки в межах $R_a < 1,25$ мкм. Причому, чим вище глибина шліфування t за умови $H_{\max} = \text{const}$, тим менше параметр шорсткості обробки R_a , який визначається залежністю [63]:

$$R_a = 0,2 \cdot H_{\max} \cdot \left(\frac{H_{\max}}{4 \cdot t} \right)^{0,2}.$$

Отже, поряд із підвищенням продуктивності обробки із урахуванням обмеження за температурою шліфування, процес глибинного шліфування забезпечує достатньо високу чистоту обробки. Це дозволяє розглядати його як високопродуктивний спосіб чистової обробки.

Розглянемо загальні закономірності формування температури різання під час переривчастого шліфування.

Нестационарний тепловий режим переривчастого шліфування, що супроводжується періодичним перериванням контакту круга із оброблюваною деталлю, відкриває нові можливості управління теплонапруженістю процесу шліфування [106]. Якщо тривалість процесу шліфування ріжучих виступів переривчастого круга менше часу теплового насичення, то температура в зоні контакту круга із оброблюваною деталлю не досягатиме своїх максимальних значень і може бути обмежена.

На рис. 2.2 представлено характер зміни температури залежно від часу дії теплового джерела. За період проходження ріжучого виступу τ_1 оброблювана поверхня нагрівається до температури θ_2 . За час переривання процесу τ_2 температура поверхні зменшується до θ_1 .

Кількість тепла Q_1 , яке необхідне для нагрівання поверхні за час τ_1 , можна прирівняти до кількості тепла Q_2 , що поглинається під час охолодження оброблюваної поверхні від температури θ_2 до температури θ_1 за час τ_2 .

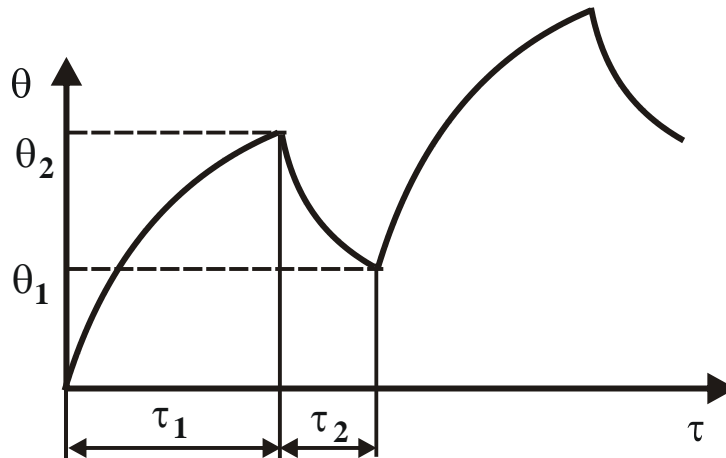


Рисунок 2.2 – Характер зміни температури різання θ від часу обробки τ під час переривчастого шліфування

Параметри Q_1 і Q_2 визначаються залежностями [94]:

$$Q_1 = q_1 \cdot \tau_1 = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau_1; \quad (2.10)$$

$$Q_2 = q_2 \cdot \tau_2, \quad (2.11)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$V_{\text{дет}}$ – швидкість впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал (швидкість деталі), м/с;

$$q_2 = \alpha \cdot \frac{\theta_1 + \theta_2}{2};$$

α – коефіцієнт тепловідведення.

Час нагрівання поверхні τ_1 визначається залежністю:

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right], \quad (2.12)$$

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³.

Час охолодження τ_2 визначається за умови $Q_1 = Q_2$ із урахуванням залежностей (2.10) і (2.11):

$$\tau_2 = \frac{q_1}{q_2} \cdot \tau_1 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1 + \theta_2) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right]. \quad (2.13)$$

Знаючи τ_1 і τ_2 , можна визначити продуктивність обробки $Q_{\text{ц}}$ під час здійснення одного циклу ($\tau_1 + \tau_2$):

$$Q_{\text{ц}} = \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot \tau_1}{(\tau_1 + \tau_2)} = \left[\frac{1}{V_{\text{дет}}} + \frac{2 \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1 + \theta_2)} \right]. \quad (2.14)$$

Із аналізу залежності (2.14) витікає, що збільшити продуктивність циклу шліфування $Q_{\text{ц}}$ можна шляхом збільшення швидкості впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал $V_{\text{дет}}$ і коефіцієнта α , а також зменшення умовного напруження різання σ .

Під час шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею швидкість впровадження ріжучих зерен в оброблюваний матеріал $V_{\text{дет}}$ збільшується на величину $K_{\text{пер}} = 1 - l_2/l_1$ (де l_1 – довжина ріжучого виступу на робочій поверхні круга, м; l_2 – довжина вирізу на робочій поверхні круга, м).

У результаті залежності (2.12) і (2.13) набудуть вигляду:

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right]; \quad (2.15)$$

$$\tau_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1 + \theta_2) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right]. \quad (2.16)$$

Геометричний параметр переривчастого круга l_1 визначається залежністю:

$$l_1 = \frac{\lambda \cdot V_{\text{кр}}}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right]. \quad (2.17)$$

Після підстановки залежностей (2.15) і (2.16) у залежність (2.17) отримано:

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{\alpha \cdot (\theta_1 + \theta_2) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2 - \theta_1)}{\sigma} \right]. \quad (2.18)$$

За умови цілого парного числа n визначається кількість ріжучих виступів круга: $n = \frac{\pi \cdot D_{кр}}{l_1 + l_2}$, де $D_{кр}$ – діаметр круга.

Таким чином, у роботі аналітично описано закономірності знімання припуску та формування температури різання під час переривчастого шліфування. На їх основі визначено оптимальні умови переривчастого шліфування, включаючи розрахунок параметрів режимів шліфування та геометричних параметрів переривчастої робочої поверхні круга. Надано практичні рекомендації щодо вдосконалення процесу переривчастого шліфування.

2.2. Розроблення математичної моделі теплового процесу переривчастого шліфування

У роботі [106] розроблено узагальнену математичну модель теплового процесу переривчастого шліфування. Встановлено, що зменшити температуру шліфування можна зменшенням часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю, тобто зменшенням довжини робочого виступу круга. Такий результат отримано теоретичним шляхом також у роботах [82; 94]. Однак, у наведених розрахунках не враховується збільшення фактичної глибини шліфування у зв'язку із тим, що частина оброблюваного матеріалу залишається невидаленою у момент переривання процесу шліфування (у момент проходження кожного вирізу круга) і його необхідно видалити під час наступного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю. Очевидно, це призводить до підвищення температури різання. Тому зменшення довжини робочого виступу переривчастого круга неоднозначно впливає на температуру різання під час переривчастого шліфування. Із однієї сторони, зі зменшенням довжини робочого виступу круга зменшується час його контакту із оброблюваною деталлю, що призводить до зменшення температури різання. Із іншої сторони, збільшується фактична глибина шліфування, що призводить до підвищення температури різання. Отже, має існувати екст-

ремум (мінімум) температури різання залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. Це принципово змінює наявні уявлення щодо закономірностей формування температури різання під час переривчастого шліфування.

Тому важливо теоретично обґрунтувати умови виникнення екстремуму (мінімуму) температури різання під час переривчастого шліфування із урахуванням збільшення фактичної глибини шліфування та екстремального характеру зміни температури різання залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. На цій основі необхідно встановити умови суттєвого зменшення температури різання та підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Це дозволить уточнити відомі теоретичні рішення щодо вибору оптимальних умов здійснення переривчастого шліфування за температурним критерієм, що має важливе наукове та практичне значення під час створення ефективних технологій переривчастого шліфування.

Слід зазначити, що відрізні переривчасті алмазні круги отримали застосування на операціях розрізання важкооброблюваних матеріалів, які здійснюють із надзвичайно великими глибинами різання – до 30 мм і більше (та із невеликою швидкістю деталі), тобто за умов глибинного шліфування. Ці відрізні переривчасті алмазні круги забезпечують зменшення температури різання порівняно із звичайними відрізними кругами із суцільною робочою поверхнею. У результаті на оброблюваних поверхнях відсутні температурні дефекти, тобто забезпечується якісна обробка. Це указує на існування значних невиявлених технологічних резервів переривчастого шліфування, що пов'язані зі зменшенням температури різання. Однак у науково-технічній літературі відсутні теоретичні рішення, які дозволяють оцінити граничні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування в умовах багатопрохідного та глибинного шліфування.

Тому актуальним слід розглядати завдання визначення шляхів суттєвого зменшення температури різання та, відповідно, підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Для цього необхідно теоретично оцінити граничні технологічні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування та на цій основі розробити практичні рекомендації щодо технологічного забезпечення високопродуктивної та високоякісної обробки.

Для розрахунку температури різання слід скористатися розрахунковою схемою параметрів плоского шліфування, у якій припуск, що знімається, умовно представлено пакетом нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізає шліфувальний круг (рис. 2.3 [43; 106]).

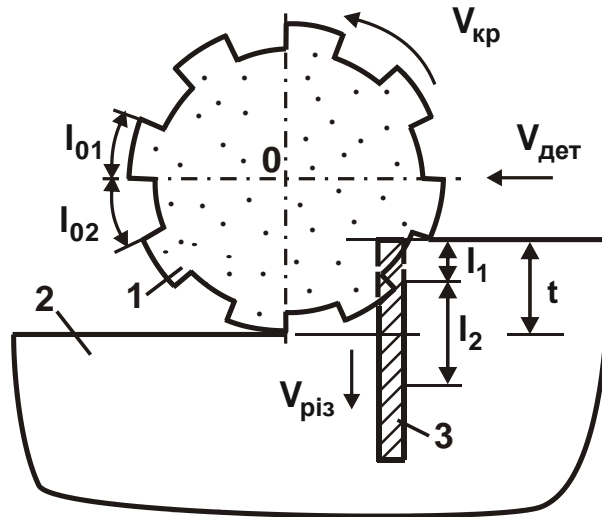


Рисунок 2.3 – Розрахункова схема температури різання під час плоского переривчастого шліфування:
1 – переривчастий шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал;
3 – адіабатичний стержень

Прийнято, що тепло, яке виділяється у процесі шліфування, надходить у оброблювану деталь, тобто надходить вздовж адіабатичних стержнів вглиб поверхневого шару деталі. У цьому випадку температуру різання θ можна визначити за відомою залежністю [43]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (2.19)$$

де $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$ – щільність теплового потоку, Вт/м²;

σ – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м²;

$V_{\text{різ}}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом, м/с;

$l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

$a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м²/с;

λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·град.);

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

τ – час перерізання адіабатичного стержня кругом, с.

Із методичної точки зору спочатку важливо спрощено визначити температуру різання θ під час шліфування суцільним кругом (рис. 1.12,а) для порівняння із температурою різання θ під час шліфування переривчастим кругом. Швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним шліфувальним кругом $V_{\text{різ}}$ визначається залежністю $V_{\text{різ}} = t/\tau$, де t – глибина шліфування, м; $\tau = l/V_{\text{дет}}$; $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м; $R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м; $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с. Тоді

$$V_{\text{різ}} = \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} \cdot V_{\text{дет}} \quad (2.20)$$

Після перетворення залежність (2.19) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}} \quad (2.21)$$

де $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

Із залежності (2.21) витікає, що зменшити температуру різання θ можна зменшенням параметрів σ , $Q_{\text{пит}}$, t і збільшенням $R_{\text{кр}}$. При цьому швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначається залежністю $V_{\text{дет}} = Q_{\text{пит}} / t$. Очевидно, ефективною схемою шліфування є багатопрохідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі [58].

Під час плоского шліфування переривчастим кругом (рис. 2.3) температура різання θ визначається залежністю (2.19) із урахуванням виразу $\tau = \tau_{01} = l_{01}/V_{\text{кр}}$, де τ_{01} – час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, с; l_{01} – довжина робочого виступу переривчастого круга, м.

Швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{\text{різ}_{01}}$ визначається за умови:

$$\Pi = \tau_0 \cdot V_{\text{різ}} = \tau_{01} \cdot V_{\text{різ}_{01}} \quad (2.22)$$

де Π – шар матеріалу, що видаляється під час роботи одного робочого виступу переривчастого круга, м;

$\tau_0 = \tau_{01} + \tau_{02}$ – сумарний час проходження зони шліфування робочим виступом (довжиною l_{01}) та вирізом (довжиною l_{02}) переривчастого круга, с;

$V_{\text{різ}}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом, м/с.

За умови (2.22) отримано:

$$V_{\text{різ}_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot V_{\text{різ}}. \quad (2.23)$$

Із урахуванням залежності (2.20) маємо:

$$V_{\text{різ}_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{\text{кр}}}} \cdot V_{\text{дет}}. \quad (2.24)$$

Після підстановки залежності (2.24) і виразу $\tau = \tau_{01} = l_{01}/V_{\text{кр}}$ у залежність (2.19) остаточно визначено температуру різання θ під час плоского шліфування переривчастим кругом:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{a \cdot t}{R_{\text{кр}} \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.25)$$

Із залежності (2.25) витікає, що довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} неоднозначно впливає на температуру різання θ . Це пов'язано із тим, що, створюючи періодично змінювані виступи і вирізи на робочій поверхні круга, зменшується час контакту переривчастого круга (робочого виступу круга) із оброблюваною деталлю і, відповідно, зменшується глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$. Однак, відповідно до залежності (2.24), збільшується швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{\text{різ}_{01}}$. Таким чином, параметри $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ і $V_{\text{різ}_{01}}$ зі зміною довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} протилежно впливають на температуру різання θ . Це і визначає, відповідно до залежності (2.25), існування екстремального значення температури різання θ зі зміною l_{01} . Для його визначення залежність (2.25) слід підпорядкувати необхідній умові екстремуму: $\theta'_{l_{01}} = 0$.

У результаті отримано екстремальне значення довжини робочого виступу переривчастого круга: $l_{01} = l_{02}$.

Друга похідна $\theta''_{l_{01}}$ у точці екстремуму негативна. Тому температура різання θ у точці екстремуму набуває мінімального значення:

$$\theta = \frac{2\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a \cdot Q_{\text{пит}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot l_{01}}{R_{\text{кр}} \cdot V_{\text{кр}}}} \quad (2.26)$$

У табл. 2.2 і на рис. 2.4 наведено розрахункові значення виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$, що входить у залежність (2.25), для різних значень довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} . Як видно, зі збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} вираз $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ змінюється за екстремальною залежністю, приймаючи мінімальне значення за умови $l_{01} = l_{02} = 10$ мм. Отже, розрахунок екстремального значення параметру l_{01} за залежністю (2.25) виконано правильно.

Таблиця 2.2 – Розрахункові значення виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$

за умови $l_{02} = 10$ мм

l_{01} , мм	0	5	10	15	20	25	30	35	40
A, мм ^{0,5}	∞	6,71	6,32	6,46	6,71	7,0	7,3	7,6	7,9

Як витікає із табл. 2.2, вираз $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ незначно збільшується зі збільшенням параметра l_{01} за умови $l_{01} > l_{02} = 10$ мм. Тому параметр l_{01} можна збільшувати до значень, що перевищують довжину вирізу на робочій поверхні переривчастого круга, із метою зменшення зношування робочого виступу переривчастого круга, оскільки температура шліфування у цьому випадку залишається фактично незмінною. Цим пояснюється те, що на практиці приймають відношення l_{01}/l_{02} , яке приблизно дорівнює 3 [82; 106; 107].

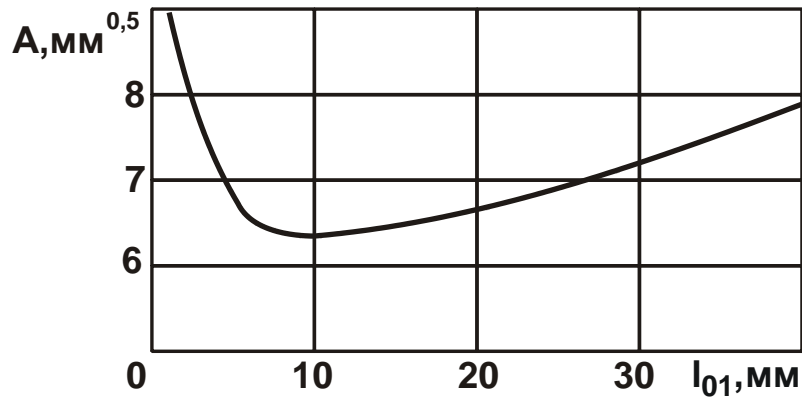


Рисунок 2.4 – Залежність значень виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ від довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01}

Виходячи із залежності (2.26), зменшити мінімальну температуру різання θ_{\min} можна зменшенням параметрів σ , $Q_{\text{пит}}$, $V_{\text{дет}}$, l_{01} і збільшенням параметрів $R_{\text{кр}}$ і $V_{\text{кр}}$. Чим менше швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, тим більше може бути питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}}$ під час переривчастого шліфування.

Зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ при заданому значенні питомої продуктивності обробки $Q_{\text{пит}}$ указує на необхідність збільшення глибини шліфування $t = Q_{\text{пит}} / V_{\text{дет}}$. Тому обробку слід здійснювати в умовах глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, що наближена до висоти круга [40].

Отримане аналітичне рішення є новим, відсутнім у науково-технічній літературі. Воно протилежне аналітичному рішення, що витікає із залежності (2.21), отриманому під час плоского шліфування суцільним кругом. Отже, основний ефект переривчастого шліфування, який пов'язаний із зменшенням температури різання, досягають під час глибинного шліфування, тоді як основний ефект шліфування суцільним кругом досягають під час багатопрохідного шліфування. У цьому полягає наукова новизна одержаного теоретичного рішення.

Таким чином, у роботі теоретично визначено граничні технологічні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування, для досягнення яких необхідно забезпечити повне охолодження оброблюваного матеріалу до початкового значення шляхом

застосування ефективних охолоджуючих середовищ, наприклад, їх розпиленням.

Слід зазначити, що отримане аналітичне рішення передбачає зменшення температури різання до початкового значення (що відповідає повному охолодженню деталі) у момент проходження вирізу переривчастого круга над зоною шліфування після кожного контакту робочого виступу із оброблюваним матеріалом. Для досягнення цієї умови необхідно у зону шліфування інтенсивно подавати охолоджувальну рідину. Це підтверджується експериментальними даними професора Якимова О. В. (рис. 2.5 [106]), за якими після кожного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура шліфування може зменшуватися до початкового значення. У результаті максимальні (пікові) значення температури різання під час переривчастого шліфування менше температури шліфування, що виникає під час шліфування суцільним кругом.

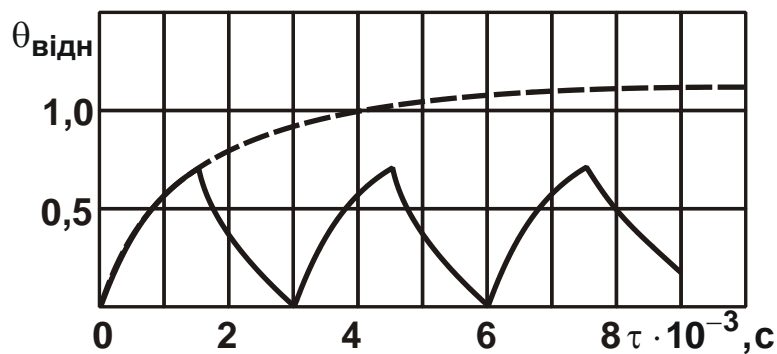


Рисунок 2.5 – Розрахункові значення відносних температур різання $\theta_{\text{відн}}$ під час шліфування суцільним (контурна лінія) та переривчастим (суцільна лінія) кругами [106]

У роботах [106; 107] також експериментально встановлено, що після кожного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура шліфування зменшується до значення, яке більше за початкове значення. Однак із часом обробки ці значення фактично стабілізуються і призводять до стабілізації максимальних (пікових) значень температури шліфування під час переривчастого шліфування, які стають менше температури шліфування, що встановилася під час шліфування суцільним кругом.

У роботі [107] експериментально встановлено, що ріжуча здатність переривчастого круга, що визначається відомим параметром – питомим зніманням металу $K = Q/P_y$, значно вище, ніж ріжуча здатність суцільного круга, особливо після здійснення певного часу шліфування (рис. 2.6).

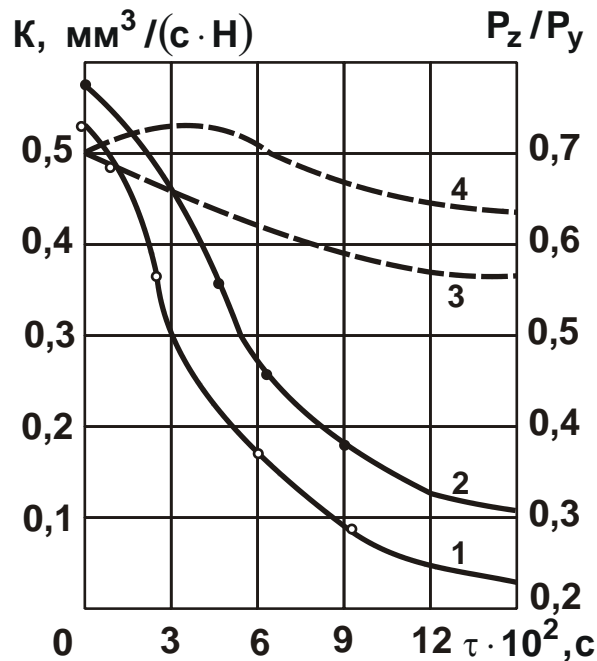


Рисунок 2.6 – Залежності питомого знімання металу K (криві 1, 3) і відношення складових сили різання P_z/P_y (криві 2, 4, суцільний круг – контурні лінії, переривчастий круг – пунктирні лінії) від часу шліфування τ кругами 24A25HСM26K5: [107]

Це пов'язано із ударно-циклічним характером взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю. У результаті в процесі шліфування відбувається, за суттю, механічне правлення переривчастого круга, і постійно забезпечується його висока ріжуча здатність, що дозволяє зменшити інтенсивність тертя зв'язки переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, оскільки у процесі різання приймають участь в основному абразивні зерна. А це приводить до зменшення силової напруженості процесу шліфування та, відповідно, умовного напруження різання (енергоємності обробки), що є важливим додатковим чинником зменшення температури різання під час переривчастого шліфування (рис. 2.7 [106]).

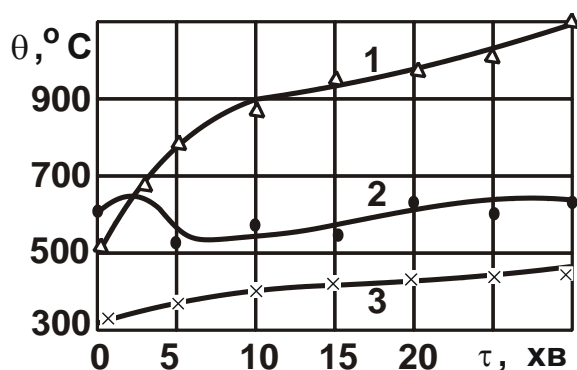


Рисунок 2.7 – Залежність температури в зоні контакту від часу шліфування τ зразків із сталі 40Х3СМВФЮ звичайним (1) і переривчастим (2) кругами Е9А40СМ2К, шліфувальною стрічкою (3) СТЕБ 40 ($V_{кр} = 38$ м/с; $t = 0,05$ мм; $V = 7,5$ м/хв) [106]

Підтвердженням цього є результати експериментальних досліджень, наведених на рис. 2.8 [106], за якими під час звичайного абразивного шліфування деталей зі сталі Х12М абразивним кругом Е9А25СМ2К із часом обробки τ тангенціальна P_z і радіальна P_y складові сили різання безперервно збільшуються, а під час переривчастого шліфування фактично залишаються постійними і приймають значно менші значення, ніж під час звичайного абразивного шліфування.

Виходячи із наведених результатів важливо провести кількісне оцінювання відмінності температури різання під час шліфування переривчастим ($\theta_{перерив}$) і суцільним ($\theta_{суціль}$) кругами, що описуються залежностями (2.26) і (2.21). Для цього розглянемо їх відношення:

$$\frac{\theta_{перерив}}{\theta_{суціль}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет} \cdot l_{01}}{V_{кр} \cdot l}} \quad (2.27)$$

Як видно, зменшити відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суціль}$ можна зменшенням параметрів $V_{дет}$, l_{01} і збільшенням довжини дуги контакту круга з деталлю $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$, тобто застосуванням глибинного шліфування, оскільки суттєве зменшення l_{01} обмежене міцністю робочого виступу переривчастого круга.

Наведені у табл. 2.3 і на рис. 2.9 розраховані за залежністю (2.27) значення відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суціль}$ указують на те, що, зменшуючи

швидкість деталі $V_{дет}$ та застосовуючи глибинне шліфування, можна значно зменшити відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$ і температуру різання під час переривчастого шліфування.

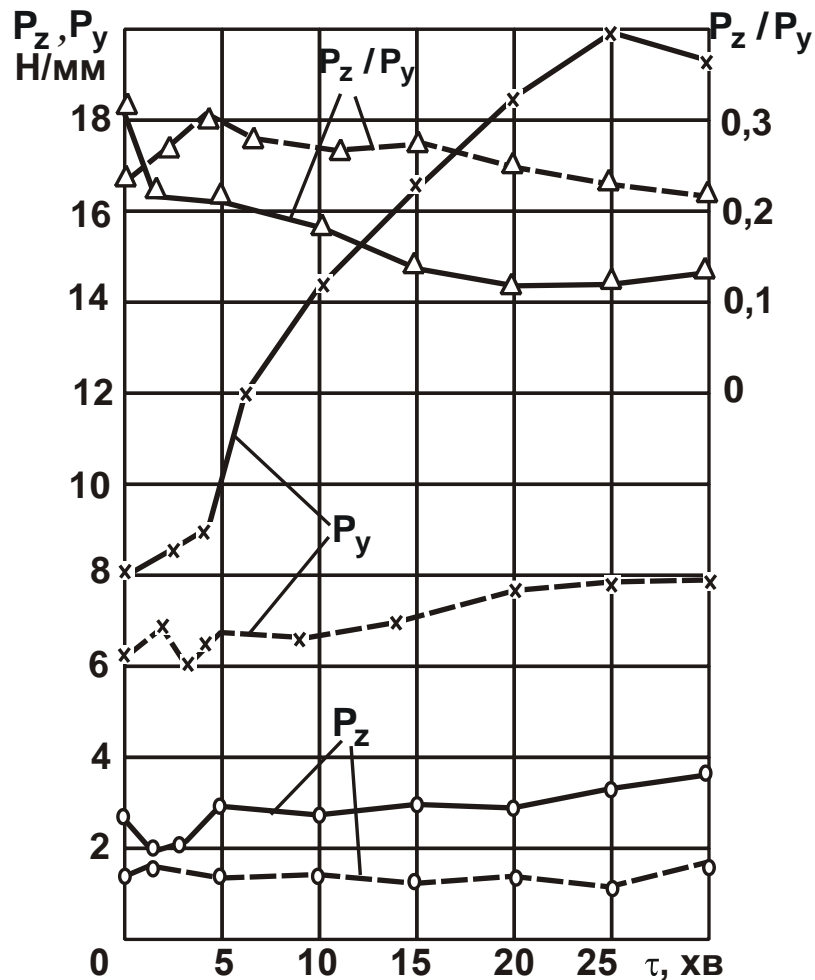


Рисунок 2.8 – Залежності тангенціальної P_z і радіальної P_y складових сили різання і відношення P_z/P_y від часу роботи круга τ ($V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг, за даними Кудашкіна В. М.) [106]

Таблиця 2.3 – Розрахункові значення відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$ для вихідних даних: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,1$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; $l_{01} = 20$ мм

$V_{дет}$, м/хв	1	2	5	10	20	30
$\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$	0,1	0,14	0,22	0,315	0,446	0,546
n	200	100	40	20	10	7

Сутність отриманого рішення полягає у тому, що із переходом до глибинного шліфування збільшується кількість контактів робочих виступів n переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання. Це витікає із аналітичної залежності:

$$n = \frac{t}{\Pi}, \quad (2.28)$$

$$\text{де } \Pi = \tau_{01} \cdot V_{\text{різ}01} = \frac{(l_{01} + l_{02})}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{\text{кр}}}} \cdot V_{\text{дет}}.$$

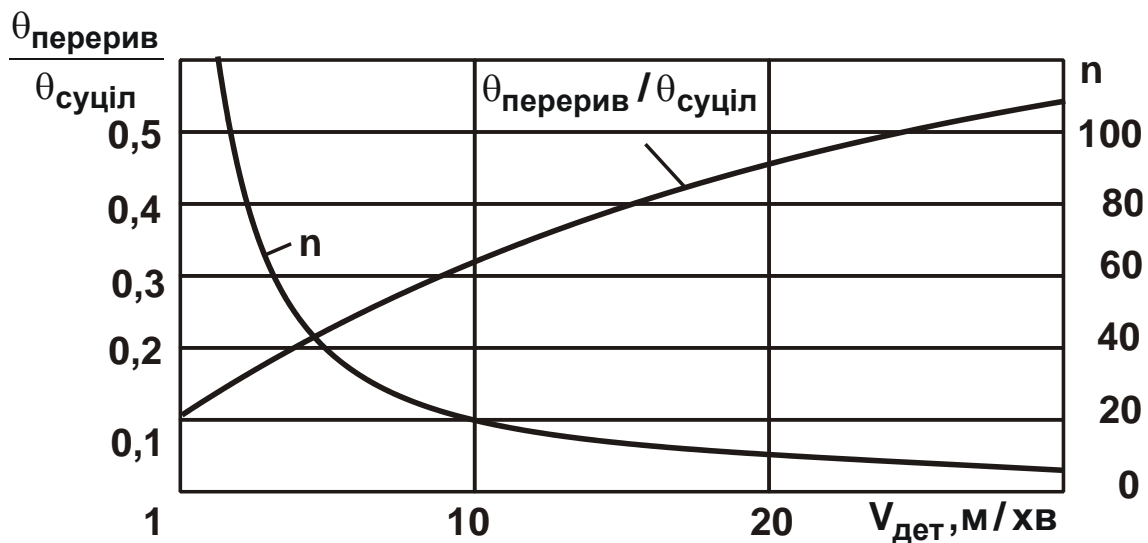


Рисунок 2.9 – Залежність відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціль}}$ та кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$

Після перетворення залежності (2.28) остаточно отримано:

$$n = \frac{l}{(l_{01} + l_{02})} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (2.29)$$

Як видно, величина n тим більше, чим більше параметри $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$, $V_{\text{кр}}$ і менше $(l_{01} + l_{02})$, $V_{\text{дет}}$, (табл. 2.3). Збільшення довжини дуги контакту круга з оброблюваною деталлю l і зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ вказують на необхідність застосування схеми глибинного шліфування, а зменшення відстані між робочими виступами переривчастого круга $(l_{01} + l_{02})$ – на необхідність збільшення кількості

робочих виступів переривчастого круга, що приймають участь у зніманні оброблюваного матеріалу. Це узгоджується із висновками, що впливають із залежності (2.27). Отже, зменшення температури різання θ під час переривчастого шліфування пов'язане із необхідністю застосування схеми глибинного шліфування (збільшення глибини шліфування t і зменшення швидкості деталі $V_{дет}$), а також зі зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} і, відповідно, збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга n , що приймають участь у знятті оброблюваного матеріалу. Це дозволяє, наприклад, пояснити ефективність застосування відрізних кругів із переривчастою робочою поверхнею на операціях розрізання матеріалів, що виконуються зі значними глибинами різання.

Із урахуванням залежності (2.29) та екстремальної умови $l_{01} = l_{02}$ залежність (2.27) набуває спрощеного вигляду:

$$\frac{\theta_{перерив}}{\theta_{суцїл}} = \sqrt{\frac{2}{n}}. \quad (2.30)$$

Із залежності (2.30) витікає, що чим більше величина n (за умови $n > 2$), тим менше відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$ і, відповідно, менше температура різання під час переривчастого шліфування (табл. 2.4, рис. 2.10). За умови $n > 8$ можна зменшити температуру різання під час глибинного переривчастого шліфування у 2 ... 4 рази і більше порівняно із шліфуванням суцільним кругом.

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$

n	2	4	6	8	10	20	40
$\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$	1	0,7	0,58	0,5	0,447	0,316	0,22

Наведені у табл. 2.4 і на рис. 2.10 розрахункові значення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл}$ узгоджуються із відомими експериментальними даними [82; 106]. Так, експериментально встановлено, що під час шліфування абразивними переривчастими кругами температуру різання можна зменшити на 50 %, тобто забезпечити відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суцїл} = 0,5$. У цьому випадку через фіксований переріз оброблюваної деталі проходить $n = 8 \dots 10$ робочих виступів переривчастого круга. Це відповідає

розрахунковим значенням $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суцїл}}$ (табл. 2.4). Розбіжність розрахункових і експериментальних значень знаходиться у межах 10 %.

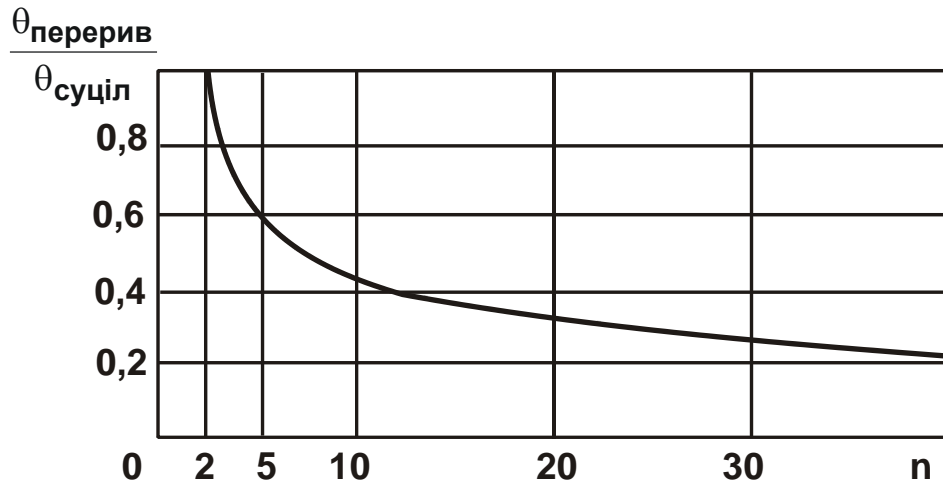


Рисунок 2.10 – Залежність відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суцїл}}$ від кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання

У роботі [82] наведено експериментальні дані, за якими значення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суцїл}} = 0,6$ досягається за умови $n = 5$ (довжини робочого виступу та вирізу на переривчастому крузі дорівнюють: $l_{01} = l_{02} = 25$ мм; $V_{\text{дет}} = 12$ м/хв). Це збігається із розрахунковим значенням $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суцїл}}$ (табл. 2.4). Розбіжність розрахункового та експериментального значень менше 10 %, що указує на достовірність отриманого теоретичного рішення та можливість його практичного застосування.

Результати теоретичних досліджень було використано на операції плоского шліфування пластин із твердого сплаву Т30К4 переривчастим алмазним кругом 12А2 45° 150×42×10×5×32 АС6 160/125 4 В1-13 (із 26 робочими виступами) в умовах глибинного шліфування. Встановлено, що зі збільшенням глибини шліфування до 0,4 мм на оброблюваних поверхнях відсутні припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти. Під час шліфування звичайним суцільними алмазним кругом на металевій зв'язці ці температурні дефекти з'являлися вже за невеликих глибин шліфування – до 0,02 мм (у діапазоні багатопрохідного шліфування), тобто за відносно невеликою продуктивністю обробки.

Отже, застосування переривчастого алмазного круга дозволило підвищити продуктивність та забезпечити високу якість обробки.

Як відомо, в умовах глибинного шліфування суцільним кругом температура різання значно збільшується. Це обмежує застосування глибинного шліфування суцільним кругом, наприклад, на операціях високопродуктивного зубошліфування методом профільного копіювання замість традиційного малопродуктивного зубошліфування методом обкатування [140]. Тому використання на операціях зубошліфування за методом профільного копіювання переривчастих кругів відкриває нові технологічні можливості зменшення температури різання, підвищення якості та продуктивності обробки.

Таким чином, у роботі аналітично із принципово нових позицій розкрито механізм можливого більш суттєвого зменшення температури різання під час переривчастого шліфування порівняно із звичайним шліфуванням суцільним кругом. Це дозволяє розширити технологічні можливості практичного використання переривчастих кругів на операціях шліфування деталей машин і виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів [118; 125; 156; 157].

2.3. Визначення температури різання під час глибинного шліфування та обґрунтування умов її зменшення

В даний час набули застосування процеси глибинного алмазного шліфування важкообробних матеріалів. Їх перевага полягає у можливості суттєвого підвищення продуктивності обробки без збільшення питомої витрати алмазу та зниження стійкості алмазного круга [5; 28; 34; 40; 47; 63; 122]. На це указують впроваджені у виробництво процеси плоского і круглого зовнішнього шліфування твердосплавних інструментів, деталей із високоміцними зносостійкими наплавками і покриттями, деталей із кераміки і графітів тощо. Разом із тим, високий температурний режим глибинного шліфування, який призводить до появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, у ряді випадків стримує застосування цього прогресивного процесу обробки у виробництво [152]. Тому важливо провести теоретичний аналіз температурного режиму процесу глибинного алмазного шліфування та обґрунту-

вати межі його ефективного застосування. Для цього слід скористатися відомою залежністю для розрахунку температури шліфування, наведеною у роботі професора Якимова О. В. [106]:

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot l}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}}, \quad (2.31)$$

де $q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} \cdot \psi$ – щільність теплового потоку, що характеризує кількість теплоти, що проходить через одиницю поверхні деталі в одиницю часу, Вт/м²;

ψ – коефіцієнт, що показує, яка частина роботи переходить у теплоту, що поглинається оброблюваною деталлю;

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$F = B \cdot l$ – площа контакту круга із деталлю, м²;

B – ширина круга, м²;

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

t – глибина шліфування, м;

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

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – відповідно, радіуси круга і деталі, м;

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

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

ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с.

Тангенціальна складова сили різання P_z із урахуванням відомих співвідношень [63] визначається залежністю:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мит} = \frac{2 \cdot \sigma_{ст} \cdot Q}{K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (2.32)$$

де $\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{ш}}$ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

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

P_y – радіальна складова сили різання, Н;

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

Q – продуктивність обробки, м³/с.

Після підстановки залежності (2.32) у залежність (2.31), отримано:

$$\theta = \frac{\sigma_{ст} \cdot Q \cdot \psi}{K_{ш} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{2\pi}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot l \cdot V_{дет}}} \quad (2.33)$$

Як видно, температура шліфування θ тим більше, чим більше $\sigma_{ст}$, продуктивність обробки Q і менше параметри $K_{ш}$, B , l , $V_{дет}$. Це узгоджується із практикою шліфування.

Із урахуванням залежності $Q = S_d \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t$ температура шліфування θ опишеться:

$$\theta = \frac{\sigma_{ст} \cdot S_d \cdot t \cdot \psi}{K_{ш}} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{2t}} \quad (2.34)$$

де S_d – долева поздовжня подача ($S_d = 0 \dots 1$).

Виходячи із залежності (2.34), збільшення параметрів режиму шліфування призводить до збільшення температури шліфування θ , проте інтенсивність її збільшення зі збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$ менше, ніж зі збільшенням S_d і t , тобто керувати параметром $V_{дет}$ більш ефективно, ніж параметрами S_d і t .

Основним чинником зменшення температури шліфування θ за заданих значень $V_{дет}$, S_d і t є збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$. Це досягається завдяки застосуванню алмазних кругів на органічних і керамічних зв'язках (що забезпечують роботу круга в режимі самозаточування) або завдяки застосуванню електрофізикохімічних методів правлення алмазних кругів на металевих зв'язках, що забезпечують їх високу ріжучу здатність і, відповідно, збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$. Швидкість круга $V_{кр}$ впливає на температуру шліфування θ завдяки зміні коефіцієнта шліфування $K_{ш}$.

Для подальшого аналізу необхідно виразити залежність (2.34) відносно швидкості деталі $V_{дет}$:

$$V_{\text{дет}} = \frac{K_{\text{ш}}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{\text{ст}}^2 \cdot S_{\text{д}}^2 \cdot t^{1,5} \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_{\text{м}}}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho}}. \quad (2.35)$$

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ слід зменшувати більш як за лінійною залежністю. Це забезпечить шліфування із заданою температурою шліфування θ . Зі зменшенням $S_{\text{д}}$ швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ збільшується, що пов'язано зі зменшенням номінальної глибини шліфування, яка припадає на один оберт деталі, тобто у цьому випадку здійснюється фактично багатопрохідне шліфування із номінальною глибиною шліфування, яка значно менше від установчої глибини шліфування t , рівної величині припуску, що знімається.

Продуктивність обробки Q за заданої температури шліфування θ визначається із урахуванням залежності (2.35):

$$Q = S_{\text{д}} \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{B \cdot K_{\text{ш}}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{\text{ст}}^2 \cdot S_{\text{д}} \cdot t^{0,5} \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_{\text{м}}}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho}}. \quad (2.36)$$

При цьому, швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ визначається залежністю (2.35). Як видно, продуктивність обробки Q зі збільшенням глибини шліфування t зменшується. Це указує на те, що досягти переваги з точки зору підвищення продуктивності обробки Q за заданого значення температури шліфування θ шляхом застосування глибинного шліфування складно. Застосування звичайного багатопрохідного шліфування із відносно невеликою глибиною шліфування t в цьому напрямі є більш ефективним, оскільки забезпечує підвищення продуктивності обробки Q .

Для збільшення продуктивності обробки Q під час глибинного шліфування необхідно, по-перше, збільшити коефіцієнт шліфування $K_{\text{ш}}$ завдяки підвищенню ріжучої здатності круга, по-друге, забезпечити інтенсивне тепловідведення із зони різання для зменшення коефіцієнта ψ .

Важливим чинником підвищення продуктивності обробки Q під час глибинного шліфування слід розглядати зменшення $S_{\text{д}}$ та збільшення ширини шліфування B , тобто ефективно обробку здійснювати широким кругом із утвореним на ньому забірним конусом або встановлювати круг під деяким кутом нахилу φ (де $\text{tg}\varphi = t/B$), наприклад, до напряму поздовжньої подачі під час зовнішнього круглого шліфування.

У сукупності зазначені чинники зможуть нівелювати зменшення продуктивності обробки Q завдяки збільшенню глибини шліфування t в залежності (2.35) та дозволять реалізувати на практиці високу продуктивність глибинного шліфування, що витікає із залежності [34]:

$$Q = \frac{S_d \cdot B \cdot k \cdot V_{кр} \cdot a_{z_{max}}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\rho}}, \quad (2.37)$$

де k – концентрація зерен алмазного круга;

\bar{X} – зернистість алмазного круга, м;

$a_{z_{max}}$ – максимальна товщина зрізу, м.

Виходячи із залежності (2.37), за фіксованим значенням $a_{z_{max}}$ збільшення глибини шліфування t призводить до збільшення продуктивності обробки Q , тобто метод глибинного шліфування є більш продуктивним порівняно із багатопрхідним шліфуванням за однаковою інтенсивністю зношування круга, що визначається параметром $a_{z_{max}}$.

Швидкість деталі $V_{дет}$, що забезпечує шліфування із заданим значенням $a_{z_{max}}$, визначається із залежності:

$$V_{дет} = \frac{Q}{S_d \cdot B \cdot t} = \frac{k \cdot V_{кр} \cdot a_{z_{max}}^3}{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}}. \quad (2.38)$$

Для забезпечення одночасного виконання двох умов $\theta = \text{const}$ і $a_{z_{max}} = \text{const}$ необхідно порівняти залежності (2.35) і (2.38) та визначити швидкість круга, тоді

$$V_{дет} = \frac{K_{ш}^2 \cdot \theta^2}{\sigma_{ст}^2 \cdot S_d^2 \cdot t \cdot \psi^2} \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}{2\pi} \cdot \frac{16,7 \cdot 10^2 \cdot \bar{X}^3}{k \cdot a_{z_{max}}^3}. \quad (2.39)$$

Зі збільшенням глибини шліфування t швидкість круга $V_{кр}$ необхідно зменшувати. При цьому швидкість деталі $V_{дет}$, відповідно до залежності (2.38), зі збільшенням глибини шліфування t буде зменшуватися більшою мірою, ніж за умови $V_{кр} = \text{const}$. Так, зі збільшенням глибини шліфування t в 9 разів швидкість круга $V_{кр}$, відповідно до залежності (2.39), зменшиться в 9 разів, а швидкість деталі $V_{дет}$, відповідно до залежності (2.38), зменшиться в 27 разів. Продуктивність обробки Q , яка визначається залежністю (2.37), зменшиться в 3 рази.

У закордонній науково-технічній літературі наводяться дані щодо того, що глибинне шліфування ефективно виконувати із тією самою розрахунковою (режимною) продуктивністю, що й багатопрохідне (маятникове) шліфування, тобто збільшуючи глибину шліфування у 1000 разів, швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно зменшити у 1000 разів, зберігаючи ширину шліфування постійною, рівною, наприклад, ширині круга в умовах плоского та круглого зовнішнього шліфування. Ефект підвищення продуктивності обробки у цьому разі досягається шляхом скорочення допоміжного часу на переходи круга і реверсування стола верстата. Дотримуючись залежності (2.33), за умови $Q = const$ і значного зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ температура шліфування θ збільшується. Тому для її зменшення необхідно збільшити коефіцієнт шліфування $K_{ш}$ та зменшити коефіцієнт ψ шляхом інтенсивної подачі охолоджувальної рідини в зону різання [1; 13; 15; 24; 56; 82; 88; 105].

Пропонується також варіант глибинного шліфування зі збільшеною швидкістю круга $V_{кр} > 300$ м/с (надвисокошвидкісне глибинне шліфування). Зазначається, що під час шліфування зі швидкістю круга $V_{кр} > 300$ м/с відбувається зменшення температури шліфування θ у зв'язку із тим, що основна частина тепла, яка виділяється в зоні різання, виноситься стружками, що утворюються.

Використовуючи наведені аналітичні залежності, можна проаналізувати сутність запропонованого рішення. Із залежності (2.38) витікає, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ за фіксованих значеннях $V_{дет}$ і t параметр $a_{z_{max}}$ зменшується. Зменшення товщини зрізу, тобто параметра $a_{z_{max}}$, як відомо, призведе до зменшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$, що виразиться у збільшенні температури шліфування θ , відповідно до залежності (2.33). Можливо, за дуже великих значень $V_{кр}$ відбудеться деяке збільшення $K_{ш}$ у зв'язку із виключенням зв'язки круга із контакту із оброблюваною поверхнею і тоді температура шліфування θ буде зменшуватися. Можливо також зменшення коефіцієнта ψ у зв'язку із тим, що теплота, що виділяється, не встигатиме надходити до деталі, а буде відноситися стружкою. Як зазначалося раніше, цей ефект може мати місце під час шліфування із швидкістю круга

$V_{кр} > 300$ м/с. За умови $V_{кр} < 300$ м/с, виходячи із залежності (2.39), швидкість круга $V_{кр}$ зі збільшенням глибини шліфування t (тобто із переходом в зону глибинного шліфування) необхідно зменшувати. В іншому випадку це призведе до збільшення температури шліфування θ , що витікає із залежності (2.38): за умови $a_{z_{max}} = \text{const}$ зі збільшенням $V_{кр}$ збільшується $V_{дет}$ і, відповідно до залежності (2.34), збільшується температура шліфування θ .

Цим, зокрема, можна пояснити практичні дані щодо високої температури шліфування θ в умовах глибинного шліфування, коли швидкість круга встановлюється такою самою, як і під час багатопрохідного шліфування. Виходячи із залежності (2.38), для реалізації відносно великої швидкості круга під час глибинного шліфування, порівнянної або рівної швидкості круга під час багатопрохідного шліфування, необхідно збільшити зернистість круга \bar{X} , зменшити концентрацію круга k , підвищити ріжучу здатність круга шляхом збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$, покращити тепловідведення із зони різання шляхом зменшення коефіцієнта ψ .

Збільшити швидкість круга $V_{кр}$ можна шляхом зменшення долевої поздовжньої подачі S_d , проте це пов'язано зі зменшенням продуктивності обробки Q (як це витікає із залежності (2.37)), що неефективно, тобто обробку слід здійснювати із долевою поздовжньою подачею S_d , близькою до одиниці.

2.4. Обґрунтування технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування за температурним критерієм

Під час виготовлення кінцевих фрез та інших осьових багатолезових інструментів із твердих сплавів і швидкорізальних сталей на сучасному верстаті із ЧПУ моделі "Gemini" застосовано метод глибинного алмазного шліфування (для вишліфування канавок у заготовках інструментів). Ці інструменти використовують, зокрема, для високошвидкісного фрезерування пазів та отворів. Для оцінювання технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування та розробки рекомен-

дацій щодо його практичного використання, важливо провести дослідження за температурним критерієм, оскільки висока температура, що утворюється в зоні різання, не дозволяє повною мірою реалізувати високі потенційні можливості цього прогресивного методу обробки [56]. Тому спочатку порівнюємо технологічні можливості глибинного та звичайного багатопрохідного шліфування, для чого розглянемо залежність для визначення максимальної (наведеної імовірнісної) товщини зрізу H_{\max} під час плоского шліфування периферією алмазного круга із частковою поздовжньою подачею, рівною одиниці [63]:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot (1 + \eta)}}, \quad (2.40)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен в крузі (для 100-відсоткової концентрації круга $m = 100$);

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

η – безрозмірний параметр, що враховує ступінь затуплення зерен круга ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна).

На основі залежності (2.40) встановимо зв'язок між параметрами процесів багатопрохідного і глибинного шліфування. Будемо вважати, що значення параметрів \bar{X} , m , γ , η , $V_{\text{кр}}$ однакові для двох процесів, а значення $V_{\text{дет}}$, t і $R_{\text{кр}}$ – різні. Позначимо: $V_{\text{дет1}}$, t_1 , $R_{\text{кр1}}$ – для багатопрохідного шліфування та $V_{\text{дет2}}$, t_2 , $R_{\text{кр2}}$ – для глибинного шліфування.

За умови рівності значень H_{\max} , маємо:

$$V_{\text{дет1}} \cdot \sqrt{\frac{t_1}{R_{\text{кр1}}}} = V_{\text{дет2}} \cdot \sqrt{\frac{t_2}{R_{\text{кр2}}}}, \quad (2.41)$$

звідки

$$V_{\text{дет2}} = V_{\text{дет1}} \cdot \sqrt{\frac{t_1}{t_2} \cdot \frac{R_{\text{кр2}}}{R_{\text{кр1}}}}. \quad (2.42)$$

Задаючи значення $V_{\text{дет1}}$, t_1 , t_2 , $R_{\text{кр1}}$, $R_{\text{кр2}}$, за залежністю (2.42) можна розрахувати швидкість деталі $V_{\text{дет2}}$ під час глибинного шліфування.

Приклад розрахунку. Вихідні дані: $V_{\text{дет1}} = 10$ м/хв; $t_1 = 0,01$ мм; $t_2 = 1$ мм; $R_{\text{кр1}} = 150$ мм; $R_{\text{кр2}} = 37,5$ мм. Підставляючи ці значення у залежність (2.42), маємо: $V_{\text{дет2}} = 0,5$ м/хв. Цим показано, що якщо оптимальними умовами багатопрохідного шліфування є вказані вище значення $V_{\text{дет1}}$ і t_1 то під час глибинного шліфування ($t_2 = 1$ мм) тим же алмазним кругом швидкість деталі необхідно приймати рівною $V_{\text{дет2}} = 0,5$ м/хв. У даному випадку для двох аналізованих процесів шліфування максимальна (наведена імовірнісна) товщина зрізу H_{max} і, відповідно, сила різання, що діє на зерно, яке максимальньо виступає із зв'язки круга, будуть однаковими. Отже, алмазний круг буде зношуватися із однаковою інтенсивністю під час багатопрохідного і глибинного шліфування. При цьому питома продуктивність обробки $Q_{\text{пит}} = V_{\text{дет}} \cdot t$ під час глибинного шліфування буде в 5 разів більше, ніж під час багатопрохідного шліфування. Отже, у цьому і полягає ефект глибинного шліфування.

Важливо оцінити рівень теплонапруженості розглянутих двох процесів шліфування, використовуючи аналітичну залежність (1.59) для визначення температури шліфування θ .

Враховуючи складний взаємозв'язок температури θ із часом τ , розглянемо новий параметр – відносну величину температури $z = \theta / \theta_{\text{max}}$.

Виразимо у залежності (1.59) температуру шліфування θ через відносну величину температури z [56]:

$$l_1 = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \bar{l}_1, \quad (2.43)$$

де l_1 – довжина зрізаної частини адіабатичного стержня (рис. 1.12,а), м;

$$\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z.$$

У табл. 2.5 і на рис. 2.11 наведено розраховані за залежністю (2.43) значення \bar{l}_1 .

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення \bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0

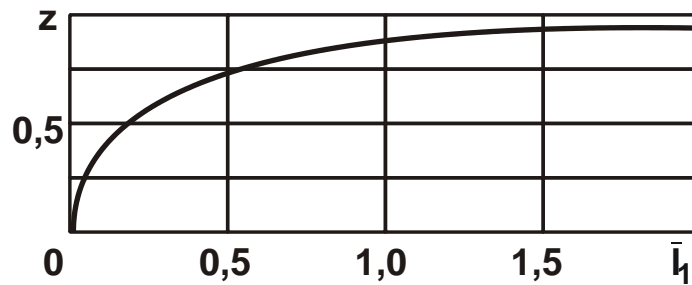


Рисунок 2.11 – Залежність z від \bar{l}_1

Як видно, чим більше безрозмірна величина \bar{l}_1 , тим більше відносна величина температури z , що асимптотично наближається до одиниці. За таким самим законом буде змінюватися відносна величина температури z від часу τ :

$$\tau = \frac{l_1}{V_{\text{різ}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \bar{l}_1. \quad (2.44)$$

Таким чином, запропоновано методику розрахунку температури шліфування θ за відомою величиною z .

Із урахуванням залежності $V_{\text{різ}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}$, яку наведено у п. 1.7, величину z визначають із перетвореної залежності (2.44):

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{пит}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} = -\ln(1-z) - z. \quad (2.45)$$

Приклад. Необхідно визначити значення \bar{l}_1 і z для багатопрхідного і глибинного шліфування швидкорізальної сталі Р18 ($\rho = 8,6 \text{ г/см}^3$; $c = 0,09 \text{ кал/(г·град)}$; $\lambda = 0,058 \text{ кал/(см·с·град)}$; $\sigma_{\text{ст}} = 36 \cdot 10^8 \text{ Н/ м}^2$).

Розрахунками встановлено, що для багатопрхідного шліфування $\bar{l}_1 = 0,012$; для глибинного шліфування $\bar{l}_1 = 0,128$. Використовуючи табл. 2.6, знаходимо значення z : для багатопрхідного шліфування $z = 0,05$; для глибинного шліфування $z = 0,424$.

Як видно, значення відносної величини температури z для багатопрхідного і глибинного шліфування відрізняються суттєво. Для глибинного шліфування значення z більше, ніж для багатопрхідного шліфування. Очевидно, температура шліфування θ , що описується залежністю (2.45) і змінюється згідно із законом зміни z під час глибинного шліфування буде більше, ніж під час багатопрхідного шліфування.

Таблиця 2.6 – Розрахункові значення величин z , \bar{h} і \bar{h}/z

№ з/п	$-\ln(1-z)$	$(1-z)$	z	\bar{h}	\bar{h}/z
1	2	3	4	5	6
1	0	1,0	0	0	0
2	0,01	0,99	0,01	0	0
3	0,02	0,9802	0,0198	0,0002	0,0101
4	0,03	0,9704	0,0296	0,0004	0,0135
5	0,04	0,9808	0,0392	0,0008	0,0204
6	0,05	0,9512	0,0488	0,0012	0,0246
7	0,06	0,9418	0,0582	0,0018	0,03093
8	0,07	0,9324	0,0676	0,0024	0,0355
9	0,08	0,9231	0,0769	0,0031	0,04031
10	0,09	0,9139	0,0861	0,0039	0,04530
11	0,1	0,9048	0,0952	0,0048	0,05042
12	0,11	0,8958	0,1042	0,0058	0,05566
13	0,12	0,8869	0,1131	0,0069	0,06101
14	0,13	0,8781	0,1219	0,0081	0,06645
15	0,14	0,8694	0,1306	0,0094	0,07198
16	0,15	0,8607	0,1393	0,0107	0,07681
17	0,16	0,8521	0,1479	0,0121	0,08181
18	0,17	0,8437	0,1563	0,0157	0,08765
19	0,18	0,8353	0,1647	0,0153	0,09289
20	0,19	0,8270	0,1730	0,017	0,09826
21	0,2	0,8187	0,1813	0,0187	0,10314
22	0,22	0,8025	0,1975	0,0225	0,1139
23	0,24	0,7866	0,2134	0,0266	0,1246
24	0,26	0,7711	0,2285	0,0311	0,1361
25	0,28	0,7558	0,2442	0,0358	0,1466
26	0,3	0,7408	0,2592	0,0408	0,1574
27	0,35	0,7047	0,2953	0,0547	0,1852
28	0,45	0,6376	0,3624	0,0876	0,2097
29	0,55	0,5769	0,4231	0,1269	0,29993
30	0,65	0,522	0,478	0,172	0,3598
31	0,75	0,4724	0,5278	0,2224	0,4214

Закінчення табл. 2.6

1	2	3	4	5	6
32	0,85	0,4274	0,5726	0,2774	0,4844
33	0,95	0,3867	0,6133	0,3367	0,549
34	1,05	0,3499	0,6501	0,3999	0,6151
35	1,15	0,3166	0,6834	0,4666	0,6828
36	1,25	0,2865	0,7135	0,5365	0,7519
37	1,35	0,2592	0,7408	0,6092	0,8224
38	1,45	0,2346	0,7654	0,6846	0,8944
39	1,55	0,2122	0,7878	0,7622	0,9675
40	1,65	0,1920	0,8080	0,8420	1,0421
41	1,75	0,1738	0,8262	0,9238	1,1181
42	1,85	0,1572	0,8428	1,0072	1,1951
43	1,95	0,1423	0,8577	1,0923	1,2735
44	2,05	0,1287	0,8713	1,1787	1,3528
45	2,15	0,1165	0,8839	1,2665	1,4328
46	2,25	0,1054	0,8946	1,3554	1,5151
47	2,35	0,09537	0,9046	1,4453	1,5977
48	2,45	0,08629	0,91371	1,53629	1,6814
49	2,55	0,07808	0,92192	1,628	1,7659
50	2,65	0,07065	0,92935	1,72065	1,8514
51	2,75	0,06393	0,93607	1,81393	1,9378
52	3,0	0,04979	0,95021	2,04979	2,1572

Розрахунками встановлено, що під час глибинного шліфування ($K_{ш} = 0,5$) температура $\theta = 1868,1$ °С, а під час багатопрохідного шліфування $\theta = 220,3$ °С. Зменшити температуру θ під час глибинного шліфування для зазначених параметрів $V_{дет2}$, t_2 , $R_{кр2}$ можна лише завдяки зменшенню умовного напруження різання σ , тобто завдяки збільшенню коефіцієнта шліфування $K_{ш} = P_z / P_y$. Однак, як відомо, коефіцієнт шліфування змінюється у відносно невеликих межах – 0,1 ... 1,0. Тому основний шлях зменшення температури шліфування – це забезпечення інтенсивного охолодження зони обробки. Це зумовлено тим, що залежність (2.45) отримано із урахуванням кількості тепла, що надходить до стружок і до оброблюваної деталі. Тепло, що надходить

до охолоджувальної рідини, у розрахунках не враховується. Але дію цього тепла укрупнено можна врахувати поправочним коефіцієнтом k_{θ} . Тоді залежність (2.45) набуде вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z \cdot k_{\theta}. \quad (2.46)$$

Чим менше коефіцієнт k_{θ} , тобто чим менше тепла надходить до стружок і до оброблюваної деталі та більше – до охолоджувальної рідини, тим менше температура шліфування θ .

Із метою перевірки теоретичних результатів проведено експериментальні дослідження процесу вишліфування канавки глибиною 3,6 мм алмазним кругом 1А1 75×6×20×6 ЛКВ 100/80 100 % під час виготовлення кінцевої шестиперої фрези $\varnothing 24$ мм із швидкорізальної сталі Р18 на заточувальному станку. Вишліфування канавки здійснювали за чотири проходи круга із параметрами режиму шліфування: $V_{\text{дет}2} = 0,5$ м/хв, $V_{\text{кр}} = 15,7$ м/с і $t_2 = 1$ мм із інтенсивним (рясним) охолодженням зони обробки (шляхом розпилення охолоджувальної рідини). Однак, як встановлено експериментально, на оброблених поверхнях з'являлися припикання, що указує на високий рівень температури шліфування та, відповідно, достовірність отриманих розрахункових даних за температурою шліфування θ . Для виключення припикань та забезпечення високої якості обробки швидкість деталі $V_{\text{дет}2}$ була зменшена до 0,1 м/хв. У цьому випадку безрозмірна величина \bar{l}_1 зменшилася до значення 0,0256, а відносна величина температури z – до значення 0,21. Температура шліфування θ набула значення 925,3 °С, що нижче критичної температури, за якої на оброблених поверхнях з'являються припикання. Питома продуктивність глибинного і багатопрхідного шліфування у цьому випадку приблизно рівні.

У табл. 2.7 наведено розрахункові значення параметрів \bar{l}_1 , z і температури шліфування θ для значень швидкості деталі $V_{\text{дет}2} = 0,05 \dots 0,1$ м/хв, тобто для швидкості деталі, за якої гарантовано вилучаються припикання на оброблених поверхнях. Теоретичні результати узгоджуються із експериментальними даними. Так, під час шліфування із швидкістю деталі $V_{\text{дет}2} < 0,1$ м/хв на оброблених поверхнях були відсутні припикання.

Таблиця 2.7 – Розрахункові значення параметрів \bar{l}_1 , z та θ

$V_{\text{дет}2}$, м/хв	0,05	0,08	0,1
\bar{l}_1	0,0128	0,02	0,0256
z	0,14	0,19	0,21
θ °С	616,8	837,1	925,3

У результаті встановлено, що температурний чинник є суттєвою перешкодою реалізації значних технологічних можливостей високопродуктивного алмазного глибинного шліфування. Отримані теоретичні рішення використано під час виготовлення осьових багатолезових інструментів на верстаті із ЧПУ моделі "Gemini".

2.5. Визначення розподілу температури у прямокутній пластині для заданої щільності теплового потоку

Важливим є рішення диференціального рівняння теплопровідності (1.79) щодо процесу різання інструментом із ріжучою пластиною, показаною на рис. 2.12. На цю ріжучу пластину в межах контакту із оброблюваною деталлю l_3 діє постійний тепловий потік інтенсивністю q_0 .

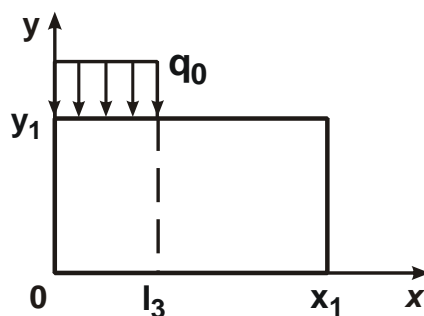


Рисунок 2.12 – Розрахункова схема ріжучої пластини

Припустимо, що на границях пластини ($x = 0$; $x = x_1$; $y = 0$) температура дорівнює нулю. У результаті приходимо до вирішення задачі тепловідведення у двовимірній системі. Тоді диференціальне рівняння теплопровідності (1.79) набуває вигляду рівняння Лапласа:

$$\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) = 0. \quad (2.47)$$

Граничні умови:

$$\begin{cases} \theta(x=0) = 0; \\ \theta(x=x_1) = 0; \\ \theta(y=0) = 0; \\ q(y=y_1) = q(x), \end{cases} \quad (2.48)$$

де $q(x)$ – задана функція щільності теплового потоку (рис. 2.13).

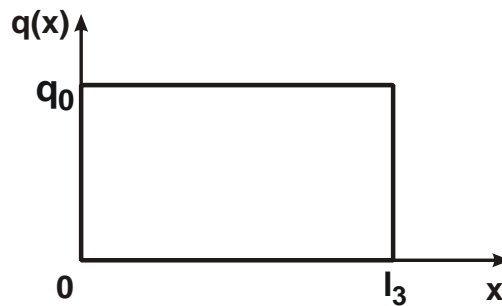


Рисунок 2.13 – Зміна функції щільності теплового потоку $q(x)$

Рішення диференціального рівняння (2.47) слід шукати методом Фур'є поділу змінних. Це рішення представляється добутком двох функцій X і Y , де функція X залежить тільки від координати x , а функція Y – від координати y .

Після підстановки функції $\theta(x_1, y) = X \cdot Y$ в диференціальне рівняння (2.47), маємо:

$$\frac{1}{x} \cdot \frac{d^2 X}{dx^2} = -\frac{1}{Y} \cdot \frac{d^2 Y}{dy^2} = -\eta^2, \quad (2.49)$$

де η – деяка постійна.

У рівнянні (2.49) ліва частина залежить від функції Y , а права частина – від функції X .

Із рівнянні (2.49) витікають два звичайні лінійні диференціальні рівняння:

$$\begin{cases} \frac{d^2 X}{dx^2} + \eta^2 \cdot X = 0, \\ \frac{d^2 Y}{dy^2} - \eta^2 = 0, \end{cases} \quad (2.50)$$

рішення яких загальноновідомі:

$$X = C_1 \cdot \cos \eta x + C_2 \cdot \sin \eta x; \quad (2.51)$$

$$Y = C_3 \cdot \exp(\eta y) + C_4 \cdot \exp(-\eta y). \quad (2.52)$$

Постійні інтегрування C_1, C_2, C_3, C_4 визначають із граничних умов. Із урахуванням залежностей (2.51) і (2.52) шукане рішення $\theta(x, y)$ набуває вигляду:

$$\theta(x, y) = (C_1 \cdot \cos \eta x + C_2 \cdot \sin \eta x) \cdot [C_3 \cdot \exp(\eta y) + C_4 \cdot \exp(-\eta y)]. \quad (2.53)$$

Постійні інтегрування C_1 і C_2 визначають на основі використання першої та другої граничних умов (2.48).

$$\text{Звідки } C_1 = 0; C_2 = \sin \eta x_1 = 0.$$

За значення $C_2 = 0$ функція $\theta(x, y)$ дорівнює нулю. Отже, має виконуватися умова $\sin \eta x_1 = 0$ або

$$\eta = \frac{k \cdot \pi}{x_1}, \quad (2.54)$$

де $k = 1; 2; 3, \dots$ – цілі числа.

Після підпорядкування функції $\theta(x, y)$ третій граничній умові, маємо: $C_3 = -C_4$.

Після підстановки постійних інтегрування C_1, C_2, C_3 і C_4 у залежність (2.54) отримано:

$$\theta(x, y) = C \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot y\right) - \exp\left(-\frac{k \cdot \pi}{x_1}\right) \right] \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}, \quad (2.55)$$

де $C = C_2 \cdot C_3$ – постійна інтегрування.

Сума функцій $\theta(x, y)$ за параметром k також буде рішенням рівняння (2.47):

$$\theta(x, y) = \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) - \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) \right] \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}. \quad (2.56)$$

Щільність теплового потоку визначається залежністю:

$$\begin{aligned} q(x, y) &= -\lambda \cdot \frac{d\theta}{dy} = \\ &= -\lambda \cdot \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cdot \frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) \right] \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}. \end{aligned} \quad (2.57)$$

Після підпорядкування залежності (2.57) четвертій граничній умові (2.48) маємо:

$$-q(x) = \lambda \cdot \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cdot \frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) \right] \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}. \quad (2.58)$$

Отримана рівність є розкладанням функції $q(x)$ в ряд Фур'є за синусами.

Коефіцієнт ряду Фур'є виражається:

$$\lambda \cdot C_k \cdot \frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) \right] = \frac{2}{x_1} \cdot \int_0^{x_1} q(x) \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1} dx. \quad (2.59)$$

Із урахуванням функції $q(x)$, графічно показаної на рис. 2.13, коефіцієнт C_k визначається:

$$C_k = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{k^2 \cdot \pi^2 \cdot \lambda} \cdot \frac{\left(1 - \cos \frac{k \cdot \pi \cdot l_3}{x_1}\right)}{\left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) \right]}. \quad (2.60)$$

Після підстановки залежності (2.60) в залежність (2.56) отримано:

$$\theta(x, y) = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{\pi^2 \cdot \lambda} \times \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{\left(1 - \cos \frac{k \cdot \pi \cdot l_3}{x_1}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) - \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y}{x_1}\right) \right] \cdot \sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}}{k_2 \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k \cdot \pi y_1}{x_1}\right) \right]} \right\}. \quad (2.61)$$

Як видно, отриманий ряд сходиться, оскільки функція $\sin \frac{k \cdot \pi x}{x_1}$

змінюється в межах $-1 \dots +1$, а функція $1/k^2$ є спадаючою.

Порядок розрахунку температури за залежністю (2.61) наступний. Спочатку задаються значення q_0 , λ , геометричні розміри пластини і довжина l_3 . Потім проводиться розбиття пластини сіткою із заданим розміром комірки Δx і Δy . Задається початкова координата $x = 0$ і для неї прораховуються всі значення температури за змінною координатою y із кроком Δy . Далі змінюється координата x на величину Δx і розрахунок повторюють.

Розрахунок температури для конкретних значень x та y наступний. Задається нульове значення θ_0 . На основі залежності (2.61) для значення $k = 1$ визначається величина температури. Знайдене значен-

ня сумується із нульовим значенням температури, після чого аналогічно визначається значення температури для значення $k = 2$. Це значення підсумовується із попереднім значенням. Розрахунок проводиться доти, доки сума членів ряду стане постійною. Виконані розрахунки показали, що наведений ряд Фур'є є рядом, що повільно сходиться, достатня кількість членів ряду становить $k = 200$. Для одного значення x визначено температуру в 40 точках за координатою y .

На рис. 2.14 показано температурне поле та ізотерми для вихідних даних: $x_1 = 1,2 \cdot 10^{-2}$ м; $\lambda = 54,34$ Вт/м·К; $l_3 = 10^{-4}$ м; $y_1 = 4 \cdot 10^{-3}$ м.

Як видно, в міру віддалення від зони дії теплового потоку спостерігається різке зменшення температури, тобто має місце високий градієнт температури. Наприклад, за віддаленням від вершини пластини на 0,5 мм температура зменшилася в 52 рази: із 266 °С до 5 °С. Найбільша температура досягається на лінії дії теплового потоку (лінії контакту задньої поверхні ріжучої пластини ріжучого лезового інструменту із оброблюваною деталлю) і дорівнює 266 °С. Це фактично збігається із експериментально встановленим значенням температури, що дорівнює 270 °С. На рис. 2.14 показано характер зміни температури вздовж лінії дії теплового потоку (лінії контакту задньої поверхні ріжучої пластини ріжучого лезового інструменту із оброблюваною деталлю). Максимальна температура досягається не у вершини пластини, а на деякій відстані від неї (0,07 мм).

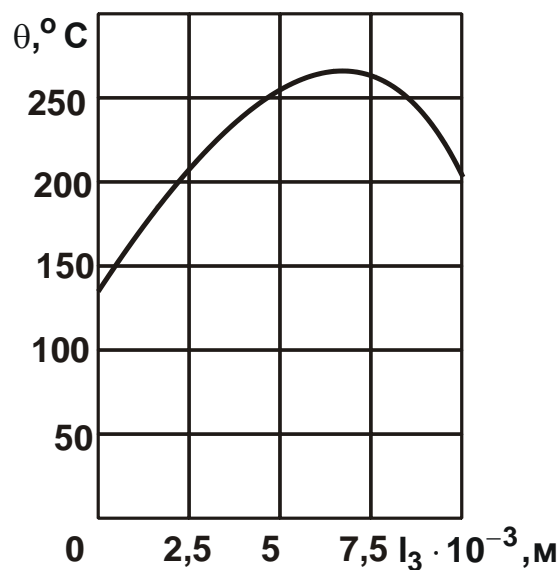


Рисунок 2.14 – Характер зміни температури θ вздовж лінії контакту задньої поверхні ріжучої пластини із оброблюваним матеріалом

Важливо виконати аналіз температури різання, що виникає на задній поверхні різця, на основі залежності (2.61).

Прийmemo щільність теплового потоку q_0 у вигляді:

$$q_0 = \frac{P_z \cdot V}{l_3}, \quad (2.62)$$

де V – швидкість різання, м/с;

l_3 – довжина контакту задньої поверхні різця із оброблюваним матеріалом, м.

Тангенціальну складову сили різання P_z , що припадає на одиницю ширини зрізу, виразимо залежністю $P_z = f \cdot P_y$, де f – коефіцієнт тертя на задній поверхні різця; $P_y \cong HV \cdot l_3$ – радіальна складова сили різання, що припадає на одиницю ширини зрізу, Н; HV – твердість оброблюваного матеріалу (за Віккерсом), Н/м². Після перетворень залежності (2.62) отримано:

$$q_0 = f \cdot HV \cdot V. \quad (2.63)$$

Як видно, щільність теплового потоку q_0 тим менше, чим менше коефіцієнт тертя f , твердість оброблюваного матеріалу HV і швидкість різання V . Враховуючи те, що зменшення швидкості різання V пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки, щільність теплового потоку q_0 можна зменшити завдяки зменшенню коефіцієнта тертя f . Це досягається застосуванням ефективних технологічних середовищ, а також нанесенням на робочі поверхні ріжучого інструменту спеціальних покриттів, що знижують коефіцієнт тертя.

Виходячи із залежності (2.61), зменшити температуру різання можна шляхом оптимізації геометричних параметрів твердосплавної пластини ріжучого інструменту x_1 , y_1 та зменшення величини l_3 .

Застосуємо рішення (2.61) для аналізу температури різання, що виникає на передній поверхні різця, вважаючи, що на ділянці передньої поверхні довжиною l_3 діє тепловий потік щільністю

$$q_0 = \frac{P_y \cdot V_{\text{стр}}}{l_3}, \quad (2.64)$$

де $P_y = f \cdot P_z$;

$V_{\text{стр}} = V / K_L = V \cdot \text{tg}\beta$ – швидкість переміщення стружки вздовж передньої поверхні різця, м/с;

K_L – коефіцієнт усадки стружки;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу ріжучим інструментом із нульовим переднім кутом.

Представимо тангенціальну складову сили різання P_z , що припадає на одиницю ширини зрізу, у вигляді: $P_z = \sigma \cdot a$; σ – умовне напруження різання, Н/м²; a – товщина зрізу, м; $\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}$. Тоді щільність теплового потоку q_0 із урахуванням тригонометричної функції $\operatorname{tg}\beta = a/l$ визначиться:

$$q_0 = 0,5 \cdot \sigma_{ст} \cdot f \cdot V \cdot \operatorname{tg}\beta. \quad (2.65)$$

Відповідно, температура різання, яка визначається залежністю (2.61), набуде вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma_{ст} \cdot V \cdot f \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot x_1}{\pi^2 \cdot \lambda} \cdot A, \quad (2.66)$$

де A – максимальне значення суми ряду, що сходиться (2.61), яке для прийнятих вихідних даних дорівнює 0,02.

Остаточно температура різання виразиться:

$$\theta = \frac{2 \cdot 10^{-3} \cdot \sigma_{ст} \cdot V \cdot f \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot x_1}{\lambda}. \quad (2.67)$$

Для вихідних даних: $\sigma_{ст} = 36 \cdot 10^8$ Н/м²; $\lambda = 0,058$ кал/см·с·град. = 24,24 Дж/м·с·град.; $f = 0,3$; $\operatorname{tg}\beta = 1$; $V = 1$ м/с; $h = 12 \cdot 10^{-3}$ м (оброблюваний матеріал – сталь Р18) температура різання θ , яку розраховано за залежністю (2.67), за умови $x_1 = h$ дорівнює 534,6 °С.

Очевидно, залежність (2.67) дозволяє визначити значення температури, які близькі до реальних умов механічної обробки. Отже, для правильного розрахунку температури різання необхідно використовувати рівняння Лапласа, що описує розподіл температури в заданій області. Зі збільшенням довжини контакту оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею різця параметр A збільшується (табл. 2.8).

Таблиця 2.8 – Розрахункові значення параметра A

$l_3 \cdot 10^3, \text{ м}$	0,1	1,0	10,0
A	0,02	0,28	2,8

На рис. 2.15 наведено результати чисельного розрахунку теплового поля у твердосплавній пластині для заданої довжини контакту оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею різця l_3 . Як видно, температура на передній поверхні пластини змінюється за екстремальною залежністю. Максимум температури досягається приблизно у кінцевій точці пластичного контакту оброблюваного матеріалу із різцем, тобто у точці $x = l_3$ (табл. 2.9).

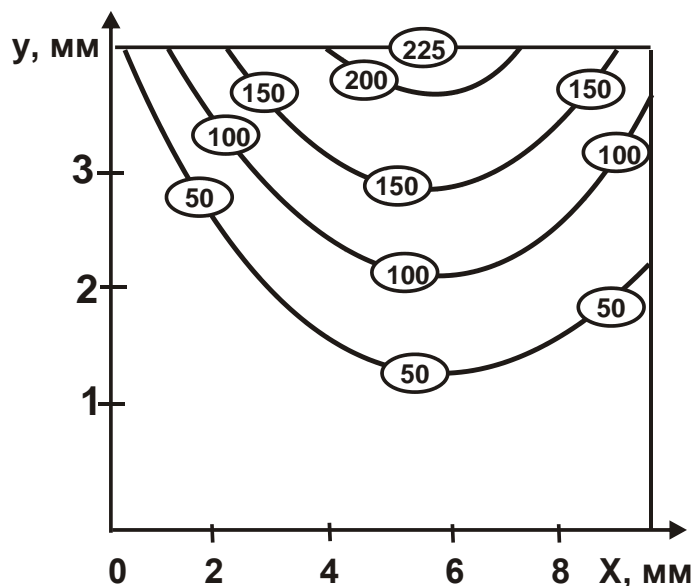


Рисунок 2.15 – Температурне поле в пластині

Таблиця 2.9 – Розрахункові значення x_2 і θ_{\max} , °C

l_3 , мм	0,1	1,0	10,0
x_2 , мм	0,09	0,7	6,0
θ_{\max} , °C	3,297	37,83	224,572

Параметр x_2 визначає положення точки на передній поверхні різця, в якій досягається максимальна температура різання θ_{\max} .

Як витікає із табл. 2.9, зі зменшенням довжини l_3 значення x_2 наближається до значення l_3 . Із його збільшенням максимальна температура різання θ_{\max} збільшується. Це пов'язано зі зменшенням ділянки $l_3 - x_0$ (рис. 2.15), на яку не діє теплове джерело, а отже, погіршенням умов тепловідведення.

Наведені на рис. 2.15 залежності збігаються із аналогічними залежностями, встановленими експериментально, наприклад, за даними професора Лоладзе Т. М. (рис. 2.16).

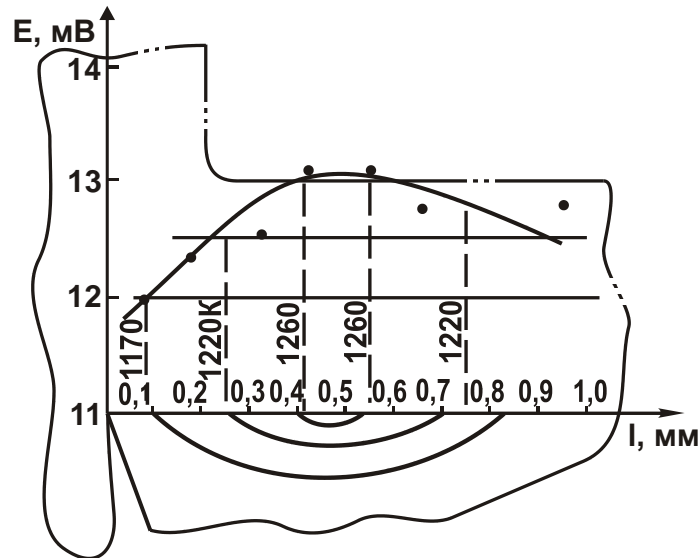


Рисунок 2.16 – Зміна температури за довжиною контакту l передньої поверхні різця: $V = 3,47$ м/с; $S = 0,21$ мм/об.

Таким чином, встановлено, що максимум температури на передній поверхні різця обумовлений характером розподілу температури в замкнутій області (ріжучому клині різця) і описується рівнянням теплопровідності (2.47).

Залежність (2.61) можна використовувати для аналізу різних процесів обробки. Наприклад, щодо процесу плоского шліфування (рис. 2.17) в залежності (2.61) слід розглядати параметр l_3 шириною шліфування, а параметри x_1 і y_1 – розмірами оброблюваної деталі. Тоді:

$$\theta = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{\pi^2 \cdot \lambda} \cdot A. \quad (2.68)$$

Розглянемо процес плоского алмазного шліфування пластини із твердого сплаву ВК8 ($x_1 = 12 \cdot 10^{-3}$ м; $y_1 = 4 \cdot 10^{-3}$ м; $l_3 = 10 \cdot 10^{-3}$ м; $A = 2,8$). Коефіцієнт теплопровідності λ для твердого сплаву ВК8 дорівнює $\lambda = 58,6$ Дж/м·с·град. Експериментально встановлено, що потужність шліфування дорівнює $N = 2 \cdot 10^2$ Вт, а щільність теплового потоку $q_0 = N/F = 4 \cdot 10^6$ Вт/м², де F – площа контакту шліфувального круга із оброблюваною твердосплавною пластиною.

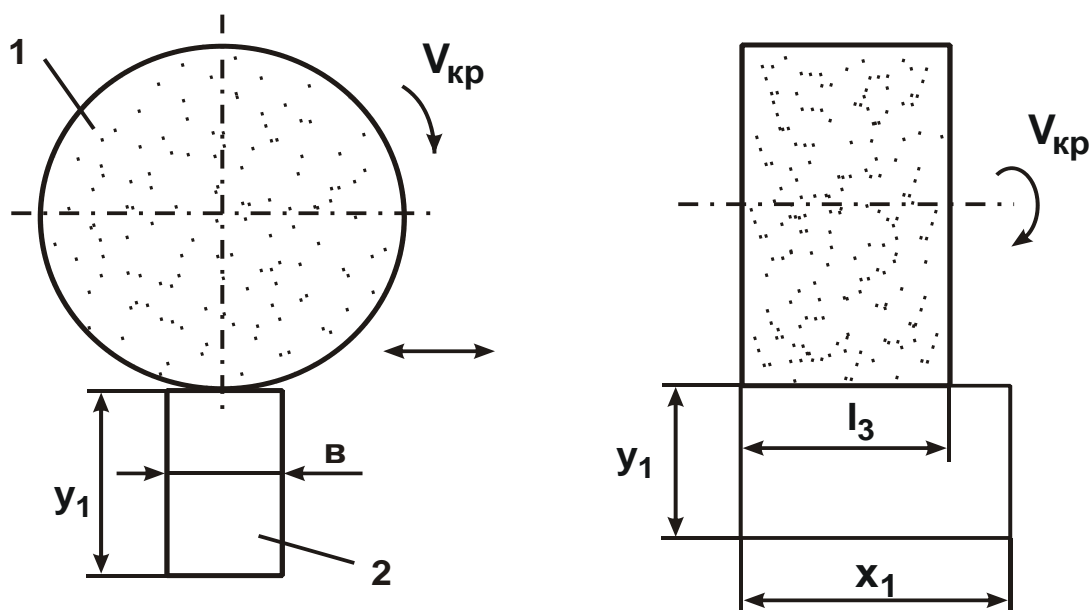


Рисунок 2.17 – Розрахункова схема плоского шліфування:

1 – круг; 2 – деталь

Підставляючи вихідні дані у залежність (2.68), маємо: $\theta = 465,2$ °С. Розрахункове значення температури шліфування приблизно дорівнює експериментально отриманому значенню, що указує на достовірність математичної моделі, заснованої на вирішенні диференціального рівняння теплопровідності методом Фур'є поділу змінних. Цим показано можливість вирішення диференціального рівняння теплопровідності методом Фур'є поділу змінних щодо теплофізичних завдань технології машинобудування.

Висновки до розділу 2

1. У роботі аналітично описано закономірності знімання припуску та формування температури різання під час переривчастого шліфування. Проведено аналітичну оптимізацію параметрів переривчастого шліфування за температурним критерієм і на її основі визначено умови суттєвого зменшення температури різання, які полягають, головним чином, у збільшенні кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим поперечним перерізом оброблюваної деталі під час обробки. Розрахунками встановлено, що за умови забезпечення 20 контактів температуру різання можна зменшити до 3-х разів порівняно зі звичайним шліфуванням суцільним кругом. Це досягається шляхом

застосування глибинного переривчастого шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі, оскільки в умовах традиційно застосовуваного багатопрохідного переривчастого шліфування реалізується не більше 6 контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим поперечним перерізом оброблюваної деталі, і температура різання зменшується лише в межах 50 %.

2. Розрахунками встановлено, що мінімум температури різання під час переривчастого шліфування досягається за умови рівності довжин робочого виступу і вирізу на переривчастому крузі. Встановлено також, що перевищення довжиною робочого виступу довжини вирізу переривчастого круга призводить до незначного підвищення температури різання. Це дозволяє зменшити зношування переривчастого круга і підвищити продуктивність обробки фактично без збільшення температури різання і, відповідно, зниження якості обробки завдяки виключенню припикань та інших температурних дефектів, які можуть виникати на оброблюваних поверхнях.

3. Показано, що отримані теоретичні рішення є необхідною, але недостатньою умовою забезпечення суттєвого зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Достатньою умовою слід розглядати необхідність повного або часткового охолодження зони шліфування між контактами оброблюваної деталі із робочими виступами переривчастого круга шляхом інтенсивного підведення в зону шліфування ефективних технологічних середовищ.

4. Розрахунками встановлено, що збільшити продуктивність обробки під час глибинного шліфування суцільним кругом за заданою температурою різання можна збільшенням коефіцієнта шліфування завдяки підвищенню ріжучої здатності круга, забезпеченням інтенсивного тепловідведення із зони різання та здійсненням процесу глибинного шліфування кругом із забірним конусом із відносно невеликою долевою поздовжньою подачею і збільшеною швидкістю деталі, аналогічно традиційному процесу круглого зовнішнього багатопрохідного шліфування.

5. У роботі запропоновано рішення диференціального рівняння теплопровідності у часткових похідних методом Фур'є поділу змінних, що є важливим напрямом у вирішенні теплофізичних завдань технології машинобудування, оскільки традиційно використовують метод Гріна та метод інтегральних перетворень. Метод Фур'є зводиться до

подання шуканої функції температури у вигляді добутку функцій, кожна із яких залежить лише від трьох координат і часу. Це дозволяє перейти від диференціального рівняння теплопровідності у часткових похідних до системи звичайних диференціальних рівнянь, розв'язання яких загальновідоме та не викликають складнощів у математичних перетвореннях. Використовуючи метод Фур'є поділу змінних, у роботі отримано рішення диференціального рівняння теплопровідності для різних початкових та граничних умов, які традиційно застосовуються під час вирішення теплофізичних завдань технології машинобудування.

6. Отримано теоретичне рішення щодо розподілу температури напівплощини для заданої щільності теплового потоку. У цьому випадку аналітично завдання вирішити не вдалося, тому рішення отримано у вигляді суми ряду, що сходиться, яке вимагає чисельного розрахунку. На цій основі визначено розподіл температури прямокутної ріжучої пластини інструменту під час обробки деталі (за заданою щільності теплового потоку). Розрахунки показали, що ряд, яким подано рішення, повільно сходиться, а достатня кількість членів ряду дорівнює 200. Встановлено, що в міру віддалення від місця дії теплового джерела спостерігається різке зменшення температури, тобто має місце високий градієнт температури. Найбільша температура досягається на лінії дії теплового джерела (лінії контакту задньої поверхні ріжучої пластини інструменту із оброблюваною деталлю) і дорівнює 266 °С. Це фактично збігається із експериментальним значенням температури, що дорівнює 270 °С.

7. Отримане теоретичне рішення розподілу температури в прямокутній ріжучій пластині відповідає розподілу температури в зоні різання під час точіння, експериментально встановленому професором Лоладзе Т. М. Також визначено високу збіжність розрахункових та експериментальних значень температури під час шліфування, що указує на достовірність отриманого рішення диференціального рівняння теплопровідності у часткових похідних методом Фур'є поділу змінних. Це відкриває нові можливості вирішення теплофізичних завдань технології машинобудування та пошуку оптимальних умов механічної обробки за температурним критерієм.

Розділ 3

Розроблення математичної моделі формування параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки

3.1. Теоретико-імовірнісний підхід до розрахунку та аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки

Під час обробки деталей машин не вдається отримати ідеальну поверхню, яка окреслює контур оброблюваної деталі. Унаслідок особливостей абразивної обробки поверхня приймає вигляд непрямої лінії (у перетині) з накладанням на неї пилоподібного нерівномірного профілю, який називається шорсткістю поверхні. У найкращому разі точність формування поверхні під час обробки обумовлена цією шорсткістю. Чим менше шорсткість, тим вище точність обробки й ідеальніше створена поверхня. Тому оцінювати точність отриманої поверхні та її експлуатаційних властивостей можна з позиції шорсткості.

В даний час склалося достатньо чітке уявлення щодо структури та параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Державними стандартами визначено основні параметри шорсткості поверхні та наведено їх математичне описання. На основі проведених численних досліджень [4; 21; 64; 90; 104] встановлено фізичні зв'язки між параметрами шорсткості поверхні та експлуатаційними характеристиками деталей машин, що дозволяє визначити необхідну шорсткість поверхні залежно від умов, у яких буде працювати дана оброблена деталь. Разом із тим, аналіз шорсткості поверхні обмежується експериментальними даними, оскільки й дотепер ще не навчилися правильно аналітично визначати параметри шорсткості поверхні для різних методів абразивної обробки. Це значно звужує можливості аналізу, оптимізації та управління параметрами шорсткості поверхні під час обробки. У зв'язку із цим надзвичайно важливим і актуальним завданням є дослідження технологічних закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки із метою її більш повного та правильного аналітичного описання.

Для цього слід розглянути теоретичний підхід, запропонований у роботах [5; 38; 44; 54; 77; 78], який засновано на теоретико-імовірнісному поданні закономірностей знімання матеріалу та формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Як розрахункову схему необхідно прийняти схему процесу шліфування прямолінійної деталі (зразка), що рухається за нормаллю до робочої поверхні шліфувального круга із швидкістю $V'_{дет}$ (рис. 3.1); шліфувальний круг обертається із швидкістю $V_{кр}$.

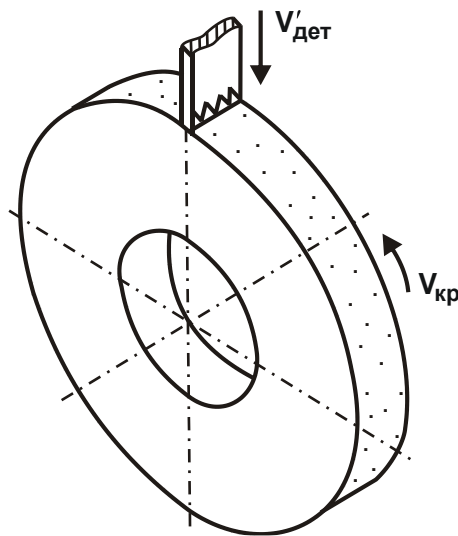


Рисунок 3.1 – Схема шліфування прямолінійного зразка

Схему утворення шорсткості поверхні на прямолінійному нерухомому зразку під час його обробки алмазно-абразивним інструментом із одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки інструмента наведено на рис. 3.2. Інструмент здійснює рух паралельно площині оброблюваного зразка.

Для спрощення розрахунків робочу поверхню алмазно-абразивного інструмента доцільно розбити на n_1 елементарних шарів, паралельних площині оброблюваного зразка, у кожному із яких перебуває одне абразивне зерно. Ширина елементарного шару дорівнює ширині робочої частини абразивного інструменту B , а його висота – висоті виступання абразивного зерна b .

Відносна повнота профілю окремого ріжучого абразивного зерна, спроектованого на площину оброблюваного зразка, описується залежністю:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}, \quad (3.1)$$

де 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

B – ширина робочої частини алмазно-абразивного інструмента, м;

y – координата, що відлічується від вершини зерна, м;

b – висота виступання вершини зерна над рівнем зв'язки абразивного інструмента, м.

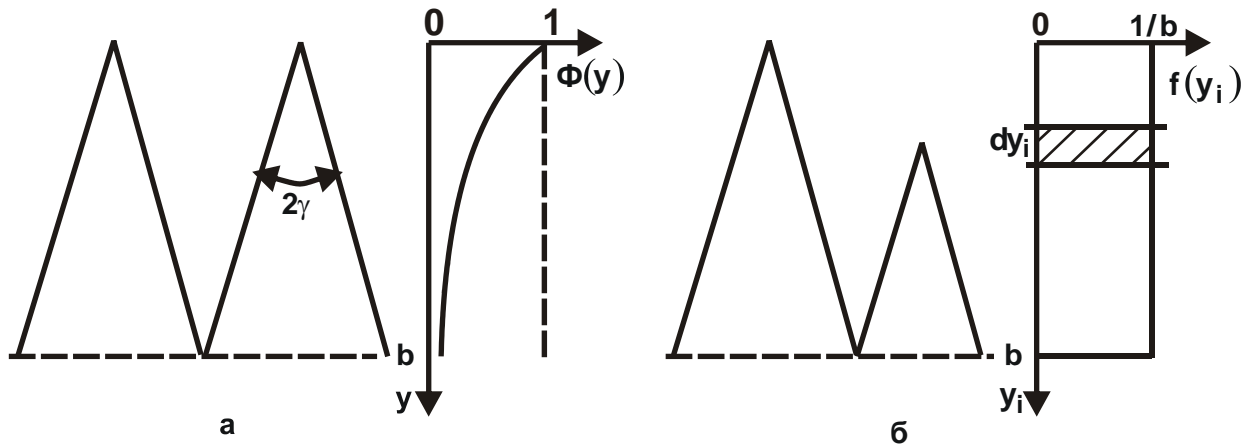


Рисунок 3.2 – Розрахункові схеми параметрів шорсткості оброблюваної поверхні

Протилежна імовірнісна функція $\Phi_i(y)$, що визначає відносну величину невилученого матеріалу із оброблюваного зразка, має вигляд (рис. 3.2,а):

$$\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}. \quad (3.2)$$

Функція $\Phi_j(y)$, яка враховує накладання проєкцій n_1 зерен, розташованих в n_1 елементарних шарах робочої поверхні абразивного інструмента, на площину оброблюваного зразка, відповідно до теореми множення незалежних випадкових величин [63], виражається такими залежностями:

$$\Phi_j(y) = \prod_{i=1}^{n_1} \Phi_i(y) = \left(1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \right)^{n_1} = (1 - x)^{n_1}, \quad (3.3)$$

де $x = \varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$.

Очевидно, в міру накладання проекцій n_1 зерен на площину оброблюваного зразка функція $\Phi_j(y)$ буде зменшуватися, зменшуючи тим самим шорсткість оброблюваної поверхні.

Вираз (3.3) є біномом Ньютона:

$$(1-x)^{n_1} = 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1)}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1) \cdot (n_1 - 2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots \quad (3.4)$$

Із огляду на те, що величина $x \ll 1$, а n_1 – відносно невелика величина (може дорівнювати 10 ... 20), то у розкладанні (3.4) переважають перші доданки. Тому можна обмежитися двома першими доданками, а розкладання (3.4) із достатньою для практики точністю можна подати розкладанням експонентної функції $e^{-n_1 x}$ в ряд:

$$(1-x)^{n_1} \approx 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1^2}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1^3}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots = e^{-n_1 x}, \quad (3.5)$$

у якому два перших (найбільших) доданки такі ж, як і в розкладанні в ряд (3.4). Отже, із урахуванням визначального впливу в розкладанні в

ряд (3.4) величини $x = \varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$ імовірнісна функція $\Phi_j(y)$

приймає вигляд:

$$\Phi_j(y) = e^{-n_1 x} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n_1}{B} \cdot y}, \quad (3.6)$$

який є надзвичайно зручним для виконання розрахунків параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки.

Необхідно зазначити, що залежність (3.6) справедлива для n_1 елементарних шарів робочої поверхні алмазно-абразивного інструмента, у кожному із яких міститься одне абразивне зерно. Якщо в формуванні шорсткості поверхні приймають участь в $j = n/n_1$ разів більше елементарних шарів, то в результаті накладання всіх цих елементарних шарів на площину оброблюваного зразка сумарна імовірнісна функція $\Phi(y)$ аналітично опишеться:

$$\Phi(y) = \prod_{j=n_1}^n \Phi_j(y) = e^{-j \cdot n_1 \cdot x} \quad (3.7)$$

або

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (3.8)$$

де n – загальна кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Відповідно, відносна повнота профілю алмазно-абразивного інструмента виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y} \quad (3.9)$$

Характер зміни функції $\Phi(y)$ графічно показано на рис. 3.2,а. За фізичною суттю функція $\Phi(y)$ описує стандартну величину – відносну опорну довжину мікропрофілю оброблюваної поверхні, розглядаючи координату y в протилежному напрямі [21; 90].

Для кращого розуміння характеру формування функції $\Phi(y)$ на рис. 3.3 наведено розрахункові схеми визначення функції $\Phi(y)$ за умови рівномірного (а) і нерівномірного (б) розташування проєкцій зерен на оброблюваній поверхні зразка.

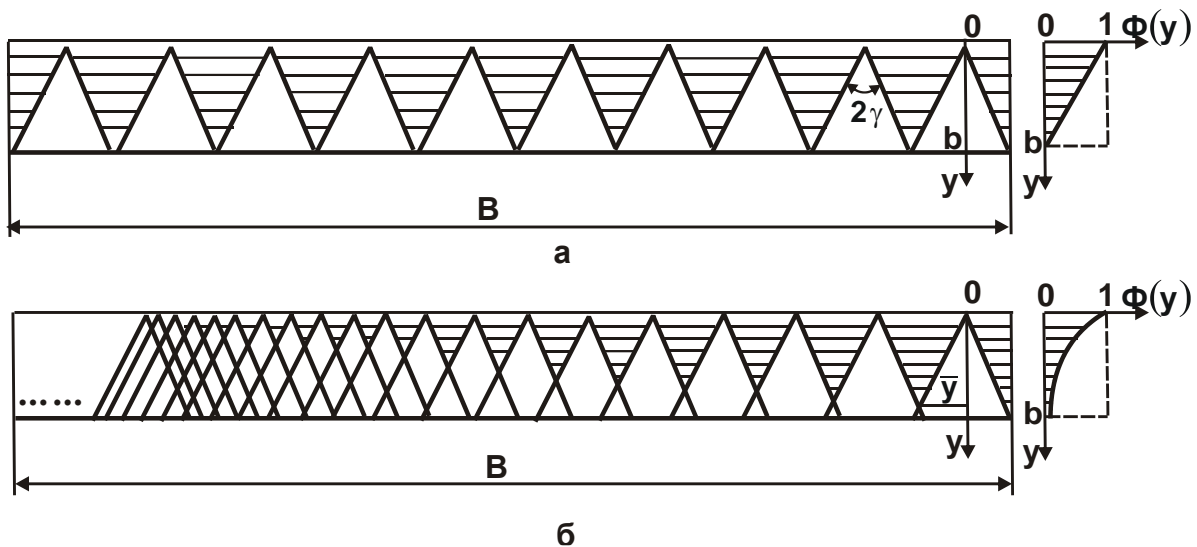


Рисунок 3.3 – Розрахункові схеми функції $\Phi(y)$ за умови рівномірного (а) і нерівномірного (б) розташування проєкцій зерен на оброблюваній поверхні зразка

Як видно, у першому випадку (рис. 3.3,а) функція $\Phi(y)$ змінюється за лінійним законом:

$$\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y) = 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y}{B} \quad (3.10)$$

У другому випадку функція $\Phi(y)$ змінюється за експонентним законом – за залежністю (3.8).

Загальний вигляд імовірнісної функції $\Phi(y)$, що описується залежністю (3.8), показано на рис. 3.3,б.

На рис. 3.3,б також показано параметр R_{\max} , який визначає максимальну висоту мікронерівностей оброблюваної поверхні (параметр шорсткості поверхні R_{\max}).

За умови $y = 0$ функція $\Phi(y = 0) = 1$. Зі збільшенням координати y функція $\Phi(y)$ зменшується, необмежено наближаючись до нульового значення $\Phi(y) \rightarrow 0$. У цьому випадку максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні (параметр шорсткості поверхні R_{\max}) можна встановити лише із наперед заданим ступенем точності, оскільки функція $\Phi(y)$ ніколи не перетинає лінію $\Phi(y) = 0$.

Як витікає із залежності (3.8), зі збільшенням величини n функція $\Phi(y)$ необмежено зменшується, наближається до нульового значення, але не досягає його. Це пов'язано із хаотичним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні абразивного інструмента та імовірнісним підходом до встановлення функції $\Phi(y)$. У результаті зерна, згідно рис. 3.3,б, віддалені одне від одного на різні відстані, тоді як за умови рівномірного розташування проекцій зерен на оброблюваній поверхні зразка (рис. 3.3,а), вони рівновіддалені одне від одного.

Таким чином, безладне розташування абразивних зерен на робочій поверхні інструмента та їх імовірнісний характер участі в процесі знімання матеріалу із оброблюваного зразка вносить принципові зміни в закономірності формування шорсткості поверхні зразка та указує на необхідність дослідження параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки із позиції теорії імовірностей.

Слід зазначити, що й спрощені кінематико-геометричні підходи до аналітичного описання шорсткості обробленої поверхні також застосовні [2; 21; 62], оскільки вони дозволяють отримати наближені рішення, які цілком можна використовувати для теоретичного аналізу конкретних випадків абразивної обробки. Це відноситься і до встановленої залежності (3.10), яка не враховує імовірнісний характер участі абразивних зерен в процесі знімання матеріалу із оброблюваного зразка та формування шорсткості обробленої поверхні. Так, за цією залежністю можна проаналізувати умови досягнення найменшої (тобто найкращої) шорсткості оброблюваної поверхні під час абразивної обробки.

У наступному розділі 4 наведено результати теоретичного визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні, які засновано на спрощеному кінематичному підході до описання закономірностей знімання обробленого матеріалу і формоутворення поверхонь під час абразивної обробки. Це дозволяє порівняти теоретичні рішення, отримані від застосування двох підходів до визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні під час абразивної обробки.

Важливо розглянути схему утворення шорсткості оброблюваної поверхні на прямолінійному зразку під час його обробки алмазно-абразивним інструментом із різновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки інструмента (рис. 3.2,б). За аналогією із попереднім розв'язанням, функція $\Phi_i(y)$ від накладання dn_i проєкцій зерен, які мають висоту виступання над рівнем зв'язки інструмента, рівну $(y - y_i)$, буде описана залежністю:

$$\Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i}{B}}, \quad (3.11)$$

де $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$;

n – загальна кількість зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні;

$f(y_i) = 1/b$ – щільність розподілу висот вершин зерен над рівнем зв'язки абразивного інструмента;

b – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки абразивного інструмента.

Сумарна функція $\Phi(y)$ від накладання n проєкцій зерен виражена:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma}{B} \cdot \sum_{i=1}^n (y - y_i) \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma}{B} \cdot \int_0^h (y - y_i) \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)}, \end{aligned} \quad (3.12)$$

де h – поточне значення координати y , яка визначає кількість зерен, що проконтактували із оброблюваним зразком.

За умови $h = y$ залежність (3.12) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{y^2}{2 \cdot b}}. \quad (3.13)$$

Відповідно, функція $\varepsilon(y)$ виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y^2}{B \cdot 2 \cdot b}} \quad (3.14)$$

Залежність (3.13) відрізняється від аналогічної залежності (3.6) множником $y/2b$, що входить у показник ступеня. Даний множник завжди менше одиниці. Тому значення функції $\Phi(y)$, яке розраховано за залежністю (3.13) для заданого значення y , буде завжди більше. Це пов'язане зі зменшенням кількості зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, та зі збільшенням шорсткості поверхні.

Важливо розглянути схему формування шорсткості оброблюваної поверхні за умови, що зерна абразивного інструмента рухаються в горизонтальному напрямі із швидкістю $V_{\text{інстр}}$, а оброблюваний прямолінійний зразок рухається у вертикальному напрямі із швидкістю $V'_{\text{дет}}$. Імовірнісну функцію $\Phi(y)$ в цьому випадку визначають добутком елементарних функцій $\Phi_i(y)$, що описуються залежністю (3.13). Замість параметра n необхідно розглядати нескінченно малу величину dn_i , а замість y – величину $(y - y_i)$, яка враховує різновисотне виступання вершин зерен над рівнем зв'язки абразивного інструмента (рис. 3.2,б).

Тоді сумарна функція $\Phi(y)$ від накладання n зерен набуде вигляду:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma}{b \cdot B} \cdot \sum_{i=1}^n (y-y_i)^2 \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma}{b \cdot B} \cdot \int_0^h (y-y_i)^2 \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b^2 \cdot B} \cdot \frac{h}{3} \cdot (3y^2 - 3y \cdot h + h^2)} \quad (3.15) \end{aligned}$$

За умови $h = y$ залежність (3.15) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y^3}{B \cdot 6 \cdot b^2}} \quad (3.16)$$

Порівнюючи залежності (3.13) і (3.16), можна побачити, що залежність (3.16) містить додатковий множник $y/3b < 1$. Отже, значення $\Phi(y)$, розраховане за залежністю (3.16) для даного значення y , буде більше за значення $\Phi(y)$, яке розраховане за залежністю (3.13). Це відповідає більшій шорсткості оброблюваної поверхні, тобто для зменшення шорсткості поверхні необхідно виконувати обробку практично нерухомого зразка ($V'_{\text{дет}} = 0$).

Із урахуванням виразу $n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \frac{b}{V'_{\text{дет}}}$ залежність (3.16) опи-
 шеться:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot y^3}{b \cdot V'_{\text{дет}}}} \quad (3.17)$$

Відповідно

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot y^3}{b \cdot V'_{\text{дет}}}} \quad (3.18)$$

Залежності (3.8), (3.13) і (3.16) у перетвореному вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b \cdot y}{B \cdot b}}; \quad (3.19)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{y}{b}\right)^2}; \quad (3.20)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3}. \quad (3.21)$$

Залежність (3.10) визначає функцію $\Phi(y)$ із урахуванням n абразивних зерен, спроектованих на площину оброблюваного зразка, за умови їх рівномірного розташування на даній площині довжиною B (рис. 3.3,а).

Представимо залежність (3.10) у вигляді:

$$\Phi(y) = 1 - \frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{y}{b}. \quad (3.22)$$

Чисельник показника ступеня функції $\Phi(y)$ в залежності (3.22), що дорівнює $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b$, визначає сумарну довжину основ проекцій n зерен на вертикальну площину (тобто площину оброблюваного зразка) за умови, що всі зерна рівновіддалені одне від одного (рис. 3.3,а). Тоді відношення $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b / B$ буде визначати, у скільки разів сумарна довжина основ проекцій n зерен на вертикальну площину $2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b$ буде більше ширини оброблюваного зразка B на рівні $y = b$. Позначимо:

$$N = \frac{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot n \cdot b}{B}, \quad (3.23)$$

де N – безрозмірна величина.

За фізичною суттю безрозмірна величина N визначає кількість накладань (1; 2; 3; ...) шарів робочої поверхні абразивного інструмента

на площину оброблюваного зразка, які забезпечують виконання умови $y/b = 1$ при рівномірному розташуванні проєкцій зерен на оброблюваній поверхні зразка (рис. 3.3,а).

Після підстановки залежності (3.23) у залежності (3.22), (3.19) – (3.21) отримано:

$$\Phi(y) = 1 - N \cdot \frac{y}{b}; \quad (3.24)$$

$$\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{y}{b}}; \quad (3.25)$$

$$\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^2}; \quad (3.26)$$

$$\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^3}. \quad (3.27)$$

Розглянемо функцію $\Phi(y)$, яка визначається залежністю (3.24). За умови $\Phi(y) = 0$ маємо:

$$\frac{y}{b} = \frac{1}{N}. \quad (3.28)$$

Розраховані за залежністю (3.28) значення відношення y/b (табл. 3.1) зменшуються зі збільшенням безрозмірної величини N , що указує на можливість значного зменшення шорсткості обробленої поверхні.

Таблиця 3.1 – Розрахункові значення відношення y/b

N	1	4	6	8	10	12
y/b	1	0,25	0,16	0,125	0,1	0,083

Величина y в даному разі визначає параметр шорсткості оброблюваної поверхні $y = R_{\max}$, який, виходячи із залежності (2.28), визначається:

$$\frac{R_{\max}}{b} = \frac{1}{N} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}. \quad (3.29)$$

Звідки

$$R_{\max} = \frac{b}{N} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (3.30)$$

На рис. 3.4 і рис. 3.5 графічно показано розраховані за аналітичними залежностями (3.24) – (3.27) значення функції $\Phi(y)$, які наведено у табл. 3.2 – табл. 3.6. Найменші значення функція $\Phi(y)$ досягає в 1-му та 2-му випадках у зв'язку із тим, що зерна виступають над рівнем зв'язки абразивного інструменту на однакову висоту, а в 3-му та 4-му випадках – на різні висоти.

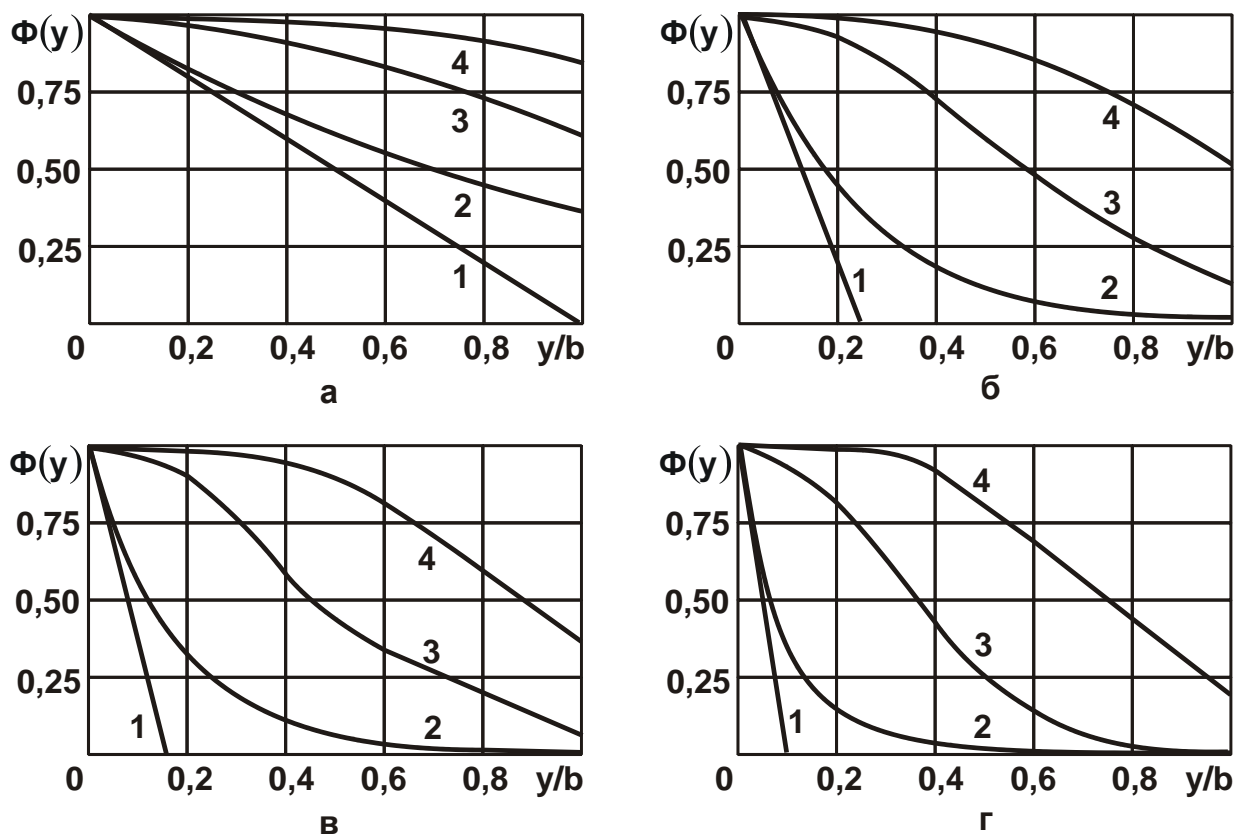


Рисунок 3.4 – Характер зміни функції $\Phi(y)$ за умов: $N = 1$ (а); $N = 4$ (б); $N = 6$ (в); $N = 10$ (г): 1; 2; 3; 4 – розрахунок функції $\Phi(y)$, відповідно, за залежностями (3.24) – (3.27)

Як видно, зі збільшенням безрозмірної величини N завдяки збільшенню загальної кількості зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, значення функції $\Phi(y)$ суттєво зменшуються, наближаючись до нуля за умови $y/b = 1$. При цьому в 3-му і 4-му випадках форма функції $\Phi(y)$ зі збільшенням відношення y/b змінюється від форми (рис. 3.4) до форми (рис. 3.5), проходячи точку перегину. Така форма функції $\Phi(y)$ є типовою для процесів шліфування [21; 90].

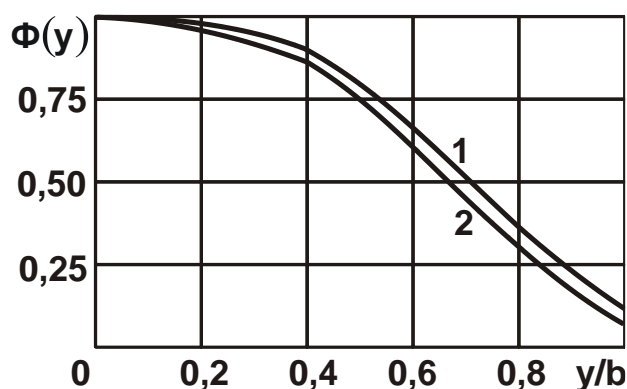


Рисунок 3.5 – Характер зміни функції $\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^3}$ за умов:
1 – N =12; 2 – N =15

За умови одновисотного розташування абразивних зерен (випа- док 2 на рис. 3.4) типовою формою функції $\Phi(y)$ є форма, яка має місце під час обробки вільним абразивом. Це указує на можливість зменшення шорсткості обробленої поверхні.

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення функції $\Phi(y)$ за умови N = 1

y/b	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (3.24)	1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (3.25)	1	0,819	0,67	0,549	0,5	0,368
За залежністю (3.26)	1	0,98	0,923	0,835	0,726	0,61
За залежністю (3.27)	1	0,999	0,99	0,96	0,91	0,84

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення функції $\Phi(y)$ за умови N = 4

y/b	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (3.24)	1	0,8	1,6	–	–	–
За залежністю (3.25)	1	0,45	0,21	0,09	0,05	0,018
За залежністю (3.26)	1	0,923	0,726	0,487	0,278	0,135
За залежністю (3.27)	1	0,99	0,95	0,86	0,7	0,512

Таблиця 3.4 – Розрахункові значення функції $\Phi(y)$ за умови N = 6

y/b	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (3.24)	1	1,2	–	–	–	–
За залежністю (3.25)	1	0,45	0,21	0,09	0,05	0,018
За залежністю (3.26)	1	0,923	0,726	0,487	0,278	0,135
За залежністю (3.27)	1	0,99	0,95	0,86	0,7	0,512

Таблиця 3.5 – Розрахункові значення функції $\Phi(y)$ за умови $N = 10$

y/b	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (3.24)	1	2,0	–	–	–	–
За залежністю (3.25)	1	0,45	0,21	0,09	0,05	0,018
За залежністю (3.26)	1	0,923	0,726	0,487	0,278	0,135
За залежністю (3.27)	1	0,99	0,95	0,86	0,7	0,512

Таблиця 3.6 – Розрахункові значення функції $\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^3}$ за умов $N = 12$ і $N = 15$

y/b	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
для $N = 12$	1	0,98	0,88	0,65	0,36	0,135
для $N = 15$	1	0,975	0,852	0,583	0,278	0,082

За умови $y = b$ залежності (3.25) – (3.27) спрощуються і набувають вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}} = e^{-N}; \quad (3.31)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{2}} = e^{-\frac{N}{2}}; \quad (3.32)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{6}} = e^{-\frac{N}{6}}. \quad (3.33)$$

Як видно, отримані залежності (3.31) – (3.33) відрізняються лише постійними множниками показників ступеня. Це пов'язане із різними товщинами зрізів та різною кількістю абразивних зерен, які фактично приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості поверхні. Так, у 1-му випадку, відповідно до залежності (3.31), функція $\Phi(y = b)$ приймає найменші значення; а в 4-му випадку, відповідно до залежності (3.33), – найбільші значення.

Таким чином, надання оброблюваному прямолінійному зразку додаткового руху у вертикальному напрямі із швидкістю $V'_{\text{дет}}$ призводить до зменшення товщин зрізів і кількості абразивних зерен, які фактично приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Однак дані закономірності справедливі за умов однакових значень безрозмірної величини N та загальної кількості абразивних зерен n . За реальних умов для 4-ох вищерозглянутих випад-

ків загальна кількість абразивних зерен n , які фактично приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, буде різною. Тому будуть суттєво відрізнятися значення функції $\Phi(y)$ і параметрів шорсткості оброблюваної поверхні. Наприклад, у 4-му випадку, виходячи із залежності (3.17), параметр n визначається відношенням швидкостей $V_{\text{інстр}}/V'_{\text{дет}}$: чим більше це відношення, тим менше функція $\Phi(y)$.

Отже, зменшити шорсткість обробленої поверхні можна, перш за все, шляхом забезпечення рівномірного розташування ріжучих зерен на робочій поверхні абразивного інструменту, як це показано на рис. 3.3,а. Прикладом такого розташування абразивних зерен можуть бути абразивні полотна, на робочих поверхнях яких абразивні зерна розташовані у строгому порядку. У цьому випадку збільшується кількість зерен, які фактично приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні, і, відповідно, зменшуються товщини зрізів, що призводить до зменшення шорсткості обробленої поверхні.

3.2. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивної обробки

У роботах [28; 44; 54] наведено загальний теоретичний підхід до визначення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a на основі використання імовірнісної функції $\Phi(y)$ (рис. 3.6). Для цього спочатку визначене положення середньої лінії $y = a$, що розділяє мікропрофіль обробленої поверхні на дві частини таким чином, що заштриховані на рис. 3.6 площі F_1 і F_2 рівнозначні. У цьому випадку найбільша западина мікропрофілю обробленої поверхні відповідає значенню $y = 0$, а найбільший виступ мікропрофілю – значенню $y = R_{\text{max}}$, де R_{max} – параметр шорсткості поверхні, що визначає максимальну висота мікронерівностей на оброблюваній поверхні. Однак, у даному випадку (рис. 3.6) функцію $\Phi(y)$ встановлено на основі імовірнісного підходу і тому її нульове значення $\Phi(y) \rightarrow 0$ досягається на нескінченній відстані ($y \rightarrow \infty$). Це не дозволяє визначити дійсне значення параметра шорсткості оброблюваної поверхні $y = R_{\text{max}}$, однак, дозволяє визначити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a .

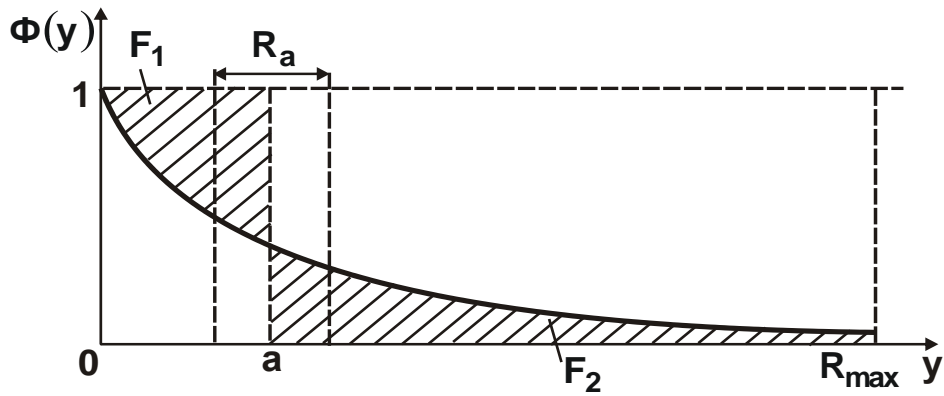


Рисунок 3.6 – Розрахункова схема параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a

За визначенням параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a дорівнює довжині сторони прямокутника із висотою $\Phi(y) = 1$ (рис. 3.6), тобто

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1} = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot F_2. \quad (3.34)$$

Положення середньої лінії $y = a$ визначається за умови $F_1 = F_2$. Тоді в загальному випадку площі F_1 і F_2 аналітично опишуться:

$$F_1 = \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy = a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy; \quad (3.35)$$

$$F_2 = \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (3.36)$$

Після порівняння залежностей (3.35) і (3.36) отримано:

$$a = \int_0^a \Phi(y) \cdot dy + \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy; \quad (3.37)$$

$$R_a = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy \quad (3.38)$$

або

$$R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (3.39)$$

Встановимо значення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a під час абразивної обробки для 4-ох розглянутих раніше ви-

падків із урахуванням функцій $\Phi(y)$, які аналітично описуються залежностями (3.24) – (3.27).

1. Для функції $\Phi(y) = 1 - N \cdot \frac{y}{b}$, що описується залежністю (3.24), положення середньої лінії $y = a$ і параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a із урахуванням залежності (3.29) визначаються (рис. 3.3,а):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \left(1 - N \cdot \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \left(y - \frac{N}{b} \cdot \frac{y^2}{2}\right) \Big|_0^{R_{\max}} = \\ = R_{\max} \cdot \left(1 - \frac{N}{2 \cdot b} \cdot R_{\max}\right) = \frac{R_{\max}}{2}; \quad (3.40)$$

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \left(1 - N \cdot \frac{y}{b}\right) \cdot dy = 2 \cdot \left(y - \frac{N}{b} \cdot \frac{y^2}{2}\right) \Big|_a^{R_{\max}} = \\ = 2 \cdot (R_{\max} - a) - \frac{N}{b} \cdot (R_{\max}^2 - a^2) = (R_{\max} - a) \cdot \left[2 - \frac{N}{b} \cdot (R_{\max} + a)\right] = \\ = \left(R_{\max} - \frac{R_{\max}}{2}\right) \cdot \left(2 - \frac{N}{b} \cdot \frac{3}{2} \cdot R_{\max}\right) = \frac{R_{\max}}{4}. \quad (3.41)$$

Таким чином встановлено, що параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a залежить від параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_{\max} , який, виходячи із залежності (3.30), визначається кількістю абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Тоді

$$R_a = \frac{R_{\max}}{4} = \frac{0,125 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n}. \quad (3.42)$$

Як видно, чим більше величина n , тим менше параметри R_{\max} і R_a . Однак їх відношення залишається незмінним та дорівнює $R_{\max} / R_a = 4$.

У даному випадку параметр R_{\max} приймає кінцеве значення, оскільки має місце рівномірне розташування проекцій зерен на оброблюваній поверхні зразка (рис. 2.3,а) і функція $\Phi(y)$ визначається на основі геометричних співвідношень.

2. Для функції $\Phi(y) = e^{-N \cdot \frac{y}{b}}$, що описується залежністю (3.25), отриманою на основі імовірнісного розрахунку, положення середньої лінії $y = a$ і параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a визначаються залежностями (рис. 3.2,а)

$$a = \int_0^{R_{\max}} e^{-N \cdot \frac{y}{b}} \cdot dy = -\frac{b}{N} \cdot \left(e^{-N \cdot \frac{R_{\max}}{b}} - 1 \right); \quad (3.43)$$

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} e^{-N \cdot \frac{y}{b}} \cdot dy = -\frac{2 \cdot b}{N} \cdot \left(e^{-N \cdot \frac{R_{\max}}{b}} - e^{-N \cdot \frac{a}{b}} \right). \quad (3.44)$$

У даному випадку замість параметра R_{\max} слід розглядати нескінченно велику величину $R_{\max} \rightarrow \infty$, оскільки функцію $\Phi(y)$ встановлено на основі імовірнісного підходу, і її нульове значення $\Phi(y) \rightarrow 0$ досягається на нескінченній відстані ($y \rightarrow \infty$). Тоді залежності (3.43) і (3.44) із урахуванням залежності (3.23) набудуть вигляду:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}; \quad (3.45)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (3.46)$$

Як видно, параметр R_a залежить лише від кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Із порівняння залежностей (3.42) і (3.46) витікає, що параметр R_a , розрахований на основі імовірнісного підходу (рис. 2.3,б), в 3 рази більше від параметра R_a , розрахованого на основі геометричних співвідношень за умови рівномірного розташування проекцій зерен на оброблюваній поверхні зразка (рис. 2.3,а).

Якщо перетворити залежності (3.45) і (3.46) із урахуванням відношення $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$, яке визначає, у скільки разів сумарна довжина основ проекцій n ріжучих зерен на вертикальну площину $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$ більша ширини оброблюваного зразка B на рівні $y = R_{\max}$ (рис. 2.3,б), то отримано такі залежності:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{R_{\max}}{N}; \quad (3.47)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{0,734 \cdot R_{\max}}{N} \quad (3.48)$$

або

$$\frac{a}{R_{\max}} = \frac{1}{N}; \quad (3.49)$$

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{0,734}{N}. \quad (3.50)$$

Як витікає із залежностей (3.49) і (3.50), відношення a/R_{\max} і R_a/R_{\max} тим менше, чим більше число $N \geq 1$.

Застосовуване на практиці відношення

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = \frac{N}{0,734}, \quad (3.51)$$

навпаки, тим більше, чим більше число $N \geq 1$. Цим показано, що відношення R_a/R_{\max} і R_{\max}/R_a цілком однозначно визначаються числом N (табл. 3.7).

Таблиця 3.7 – Розрахункові значення відношень R_a/R_{\max} і R_{\max}/R_a

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
R_a/R_{\max}	0,734	0,367	0,244	0,183	0,146	0,122	0,105	0,091	0,081	0,07
R_{\max}/R_a	1,36	2,72	4,1	5,46	6,85	8,2	9,52	10,98	12,34	13,7

Практикою абразивної обробки встановлено, що відношення R_{\max}/R_a , як правило, приймає значення 4 ... 6. Виходячи із табл. 3.7 і рис. 3.7, це досягається для значень $N=3 \dots 5$.

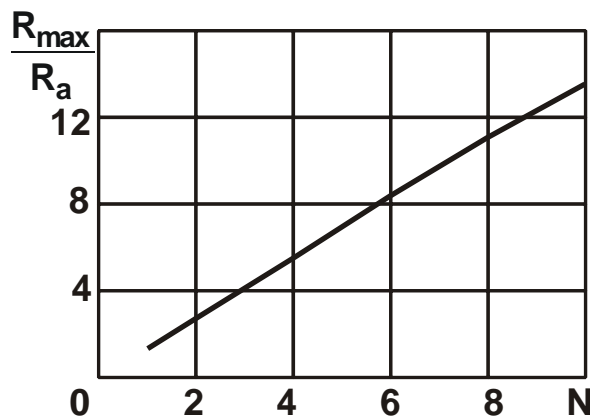


Рисунок 3.7– Залежність відношення R_{\max}/R_a від N

Із залежності (3.58) витікає, що зменшити параметр шорсткості поверхні R_a можна завдяки збільшенню кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau, \quad (3.52)$$

де k – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні абразивного інструмента (шліфувального круга), шт./м²;

$V_{\text{інстр}} = V_{\text{кр}}$ – швидкість переміщення абразивного інструмента (шліфувального круга), м/с;

τ – час обробки, с.

Отже, кількість абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, тим більше, чим більше параметри k , $V_{\text{інстр}} = V_{\text{кр}}$ і τ .

Із урахуванням залежності (3.52) параметри шорсткості поверхні a і R_a визначаються залежностями:

$$a = \frac{1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}; \quad (3.53)$$

$$R_a = \frac{0,184}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}. \quad (3.54)$$

Як видно, зменшити параметр шорсткості поверхні R_a можна завдяки збільшенню параметрів k , $V_{\text{інстр}} = V_{\text{кр}}$ і τ .

3. Для функції $\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot y^2}{B \cdot 2 \cdot b}} = e^{-N \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^2} = e^{-a_1 \cdot y^2}$, де $a_1 = \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{1}{2 \cdot b} = N \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{b^2}$, що описується залежністю (3.26),

положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні $y = a$ і параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a визначаються (рис. 3.2,б):

$$a = \int_0^{\infty} e^{-a_1 \cdot y^2} \cdot dy = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a_1}} = \frac{0,886}{\sqrt{a_1}}; \quad (3.55)$$

$$R_a = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot \int_0^a \left(1 - e^{-a_1 \cdot y^2}\right) \cdot dy. \quad (3.56)$$

Інтеграл, що входить до залежності (3.55), є інтегралом Гауса. Однак табличного (обчисленого) значення цього інтеграла не існує.

Його можна встановити лише чисельним методом на основі розрахункових значень функції $\Phi(y)$. Для цього слід в залежності (2.56) перейти від інтегрування до підсумовування:

$$R_a = 2 \cdot \sum_{i=1}^z [1 - \Phi_i(y)] \cdot \Delta y = 2 \cdot \sum_{i=1}^z \left(1 - e^{-a_1 \cdot y^2}\right) \cdot \Delta y, \quad (3.57)$$

де z – кількість інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від 0 до значення a за координатою y ;

i – поточкові значення кількості інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від 0 до значення a за координатою y ;

Δy – довжина інтервалу розбивання;

$\Phi_i(y)$ – значення функції $\Phi(y)$ у кожному інтервалі розбивання.

Для розрахунків параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a

із урахуванням значення $a = \frac{0,886}{\sqrt{a_1}}$ можна прийняти: $z = 17$; $\Delta y = \frac{0,05}{\sqrt{a_1}}$;

$y = \frac{i \cdot 0,05}{\sqrt{a_1}}$. Оскільки величина $y = \frac{z \cdot 0,05}{\sqrt{a_1}} = \frac{0,85}{\sqrt{a_1}}$ менше значення

$a = \frac{0,886}{\sqrt{a_1}}$, то залежність (3.57) потрібно доповнити ще однією складовою, рівною $\frac{0,036}{\sqrt{a_1}} \cdot \left(1 - e^{-0,886^2}\right)$, для останнього (неповного) інтервалу

розбивання довжиною $\frac{0,036}{\sqrt{a_1}} = \frac{0,886}{\sqrt{a_1}} - \frac{0,85}{\sqrt{a_1}}$. Тоді залежність (3.57) набуде вигляду:

$$R_a = 2 \cdot \sum_{i=1}^z \left(1 - e^{-(i \cdot 0,05)^2}\right) \cdot \frac{0,05}{\sqrt{a_1}} + \frac{0,036}{\sqrt{a_1}} \cdot \left(1 - e^{-0,886^2}\right). \quad (3.58)$$

Результати розрахунків наведено в табл. 3.8. Встановлено, що площа $F_1 = \frac{0,2}{\sqrt{a_1}}$ (рис. 3.8).

Відповідно, параметр шорсткості оброблюваної поверхні $R_a = 2 \cdot F_1$ дорівнює:

$$R_a = \frac{0,4}{\sqrt{a_1}} = 0,4 \cdot \sqrt{\frac{B \cdot b}{\text{tg} \gamma \cdot n}} = 0,4 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot b^2}{N}}. \quad (3.59)$$

Таблиця 3.8 – Розрахункові значення величин $i \cdot 0,05$; $(i \cdot 0,05)^2$; $\Phi_i(y)$; $1 - \Phi_i(y)$

i	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$i \cdot 0,05$	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45
$(i \cdot 0,05)^2$	0,0025	0,01	0,0225	0,04	0,0625	0,09	0,1225	0,16	0,2025
$\Phi_i(y)$	1,0	0,99	0,98	0,9608	0,94	0,9139	0,885	0,8521	0,815
$1 - \Phi_i(y)$	0	0,01	0,02	0,0392	0,06	0,0861	0,115	0,1479	0,185
i	10	11	12	13	14	15	16	17	18
$i \cdot 0,05$	0,5	0,55	0,6	0,65	0,7	0,75	0,8	0,85	0,886
$(i \cdot 0,05)^2$	0,25	0,3025	0,36	0,4225	0,49	0,5625	0,64	0,7225	0,785
$\Phi_i(y)$	0,7788	0,739	0,6977	0,655	0,6126	0,57	0,5273	0,485	0,455
$1 - \Phi_i(y)$	0,2212	0,261	0,3023	0,345	0,3875	0,43	0,4727	0,515	0,1962

Як витікає із залежності (3.59), чим більше значення безрозмірної величини N і, відповідно, більше кількість абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, тим менше параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a . Відношення $\frac{a}{0,5 \cdot R_a} = \frac{0,886}{0,2} = 4,43$.

Виконати розрахунок параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_{\max} складно, оскільки імовірнісна функція $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^2}$ не приймає нульового значення.

Порівняємо значення параметра R_a для функцій

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot y^2}{B \cdot 2 \cdot b}} = e^{-N \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{y}{b}\right)^2} = e^{-a_1 \cdot y^2} \quad \text{і} \quad R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n}, \text{ що визначаються}$$

залежностями (3.46) і (3.59). Для цього залежність (3.59) подамо у вигляді:

$$R_a = 0,4 \cdot \sqrt{\frac{B \cdot b}{\text{tg} \gamma \cdot n}} \cdot \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{\text{tg} \gamma \cdot n}{0,367 \cdot B} = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n} \cdot \sqrt{\frac{1,187 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}}. \quad (3.60)$$

Як видно, значення параметра R_a , що визначається залежністю (3.60), більше значення параметра R_a , що визначається залежністю (3.46). Таким чином, забезпечення одновисотного розташування абра-

живних зерен на робочій поверхні абразивного інструмента дозволяє зменшити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a порівняно із різновисотним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні абразивного інструмента.

4. Для функції

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3} = e^{-N \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3} = e^{-a_2 \cdot y^3},$$

де $a_2 = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{6 \cdot b^3} = N \cdot \frac{1}{6} \cdot \frac{1}{b^3}$, що визначається залежностями (3.21) і (3.27), положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні $y = a$ і параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a визначаються інтегралами:

$$a = \int_0^{\infty} e^{-a_2 \cdot y^3} \cdot dy; \quad (2.61)$$

$$R_a = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot \int_0^a \left(1 - e^{-a_2 \cdot y^3}\right) \cdot dy. \quad (2.62)$$

Однак, табличних (обчислених) значень цих інтегралів не існує. Їх можна встановити лише чисельним методом на основі розрахункових значень функції $\Phi(y)$. Для цього слід в залежностях (3.61) і (3.62) перейти від інтегрування до підсумовування.

Для зручності розрахунків слід перейти до нової координати $\bar{y} = \frac{y}{\sqrt[3]{a_2}}$. Тоді функція $\Phi(\bar{y}) = e^{-\bar{y}^3}$ прийме вигляд, показаний на

рис. 3.10. Як видно, графік функції $\Phi(\bar{y})$ характеризується симетричністю. Тому, не вдаючись у складні розрахунки, можна вважати, що положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні визначається координатою $\bar{y} = a = \frac{0,88}{\sqrt[3]{a_2}}$, оскільки за цим значенням площі F_1 і F_2

дорівнюють одна одній. Параметр шорсткості поверхні R_{\max} із високою вигогідністю можна прийняти рівним $2a$, тобто рівним $\bar{y} = \frac{1,76}{\sqrt[3]{a_2}}$ у діапазоні

зміни координати $0 < \bar{y} < \frac{1,76}{\sqrt[3]{a_2}}$ або рівним $\bar{y} = \frac{1,4}{\sqrt[3]{a_2}}$ у діапазоні змі-

ни координати $\frac{0,2}{\sqrt[3]{a_2}} < \bar{y} < \frac{1,6}{\sqrt[3]{a_2}}$, оскільки при цьому площі F_1 і F_2 також залишаються фактично незмінними і дорівнюють одна одній.

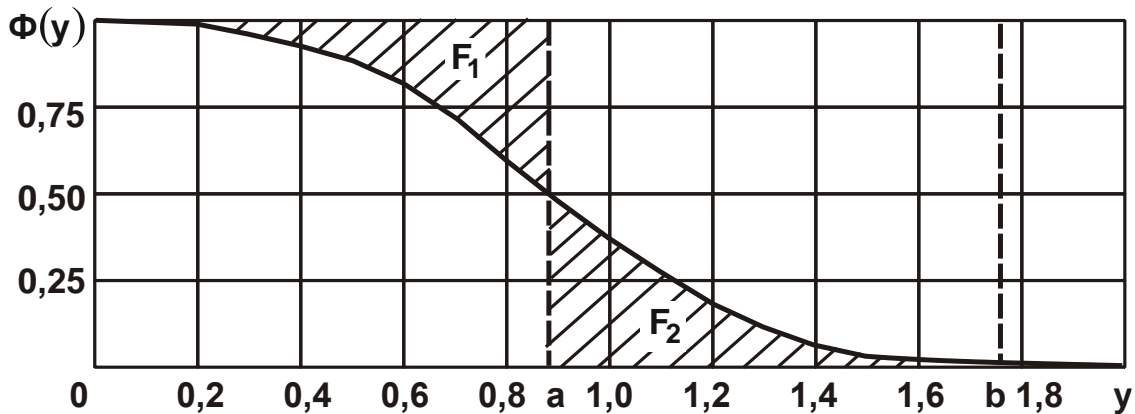


Рисунок 3.10 – Графік функції $\Phi(y)$

У першому випадку параметр шорсткості поверхні R_{\max} визначається залежністю:

$$R_{\max} = 2 \cdot a = \frac{1,76}{\sqrt[3]{a_2}} = 1,76 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{\text{tg} \gamma \cdot n}}. \quad (3.63)$$

Розрахунками встановлено, що $F_1 = F_2 = \frac{0,1425}{\sqrt[3]{a_2}}$. Тоді параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a визначається залежністю:

$$R_a = 2 \cdot F_1 = \frac{0,285}{\sqrt[3]{a_2}} = 0,285 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{\text{tg} \gamma \cdot n}} = 0,285 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\frac{6}{N}}. \quad (3.64)$$

Таким чином встановлено, що як і в попередніх випадках параметр R_a зменшується зі збільшенням безрозмірної величини N і, відповідно, кількості абразивних зерен n , що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. При цьому для зменшення параметра R_a потрібно значно зменшувати величину b , яка найбільше впливає на параметр R_a .

Відповідно, відношення R_{\max} / R_a для встановлених значень $R_{\max} = \frac{1,76}{\sqrt[3]{a_2}}$ і $R_a = \frac{1,4}{\sqrt[3]{a_2}}$ дорівнює: 6,175 і 5,0. Очевидно, із урахуван-

ням зношування абразивних зерен під час шліфування відношення R_{\max}/R_a стане ще менше і може досягти значення 4, що співпадає із встановленими експериментальними значеннями, які змінюються в межах 4 ... 6.

Це указує на достовірність наведених розрахункових даних, а також на незначну зміну параметра шорсткості поверхні R_a порівняно зі зміною параметра шорсткості поверхні R_{\max} в процесі шліфування. Власне, цим можна пояснити те, що відношення R_{\max}/R_a незалежно від умов шліфування приймає значення, які близькі до 5.

Із залежності (3.63) можна визначити значення безрозмірної величини $N = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}$, за досягненням якого формується стала шорсткість оброблюваної поверхні:

$$b = 1,76 \cdot b \cdot \sqrt[3]{\frac{6}{N}} \quad (3.65)$$

Звідки

$$N = 32,71. \quad (3.66)$$

Таким чином встановлено значення $N = 32,71$. За умови досягнення цього значення формується стала шорсткість оброблюваної поверхні. Починаючи із цього значення, можна здійснювати розрахунки параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{\max} .

Величину b у залежності (3.64) слід приймати постійною, а змінювати безрозмірну величину N , що призведе до зменшення параметра R_a і, відповідно, параметра R_{\max} . Наприклад, збільшення безрозмірної величини N у 3 рази, починаючи зі значення $N = 32,71$, призведе до зменшення параметрів R_a і R_{\max} у 1,45 рази. Однак, за залежністю (3.64) можна виконувати більш якісний, ніж кількісний аналіз зміни параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{\max} . Для кількісних розрахунків параметрів R_a і R_{\max} слід застосовувати залежність

$$R_a = 0,285 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}},$$

виражаючи величини n та b через параметри режиму шліфування, характеристики шліфувального круга і оброблюваної деталі.

Важливо порівняти значення параметра R_a для функцій

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3} = e^{-N \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3} = e^{-a_2 \cdot y^3};$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{y^2}{2b}} = e^{-N \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{y}{b}\right)^2} = e^{-a_1 \cdot y^2},$$

що визначаються залежностями (3.64) і (3.59). Для цього залежність (3.79) подамо у вигляді:

$$\begin{aligned} R_a &= 0,285 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}} \cdot 0,4 \cdot \sqrt{\frac{B \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}} \cdot \frac{1}{0,4} \cdot \sqrt{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B \cdot b}} = \\ &= 0,4 \cdot \sqrt{\frac{B \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}} \cdot \sqrt[6]{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}}. \end{aligned} \quad (3.67)$$

Як видно, значення параметра R_a , яке відповідає залежності (3.64), більше значення параметра R_a , яке відповідає залежності (3.46), із-за того, що у залежність (3.67) входить множник $\sqrt[6]{\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}}$. Зі збільшенням величин n та b цей множник збільшується, що призводить до збільшення розходження між значеннями параметра R_a у двох розглянутих випадках. Отже, збільшення показника ступеня величини y (із 2 до 3) у функціях $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^2}$ і $\Phi(y) = e^{-a_2 \cdot y^3}$ призводить до збільшення параметра R_a . Для кількісних розрахунків параметра R_a

слід застосовувати залежність $R_a = 0,285 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}}$, виражаючи вели-

чини n та b через параметри режиму шліфування, характеристики шліфувального круга і оброблюваної деталі. У результаті отримано залежність, аналогічну відомій аналітичній залежності для алмазного шліфування, яку наведено у роботі [63]:

$$R_{\max} = \sqrt[5]{\frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2}{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot R_{\text{кр}}}}, \quad (3.68)$$

де \bar{X} – зернистість алмазного круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен алмазного круга;

$V_{\text{дет}}$, $V_{\text{кр}}$ – швидкості деталі та круга, м/с;

$R_{\text{кр}}$ – радіус круга, м.

Отже, це указує на достовірність розробленого теоретичного підходу до визначення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a .

3.3. Розширення можливостей розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування

Залежність (2.68) містить невизначений параметр – кут γ . Під час моделювання ріжучого зерна у формі конуса його рекомендують в розрахунках приймати рівним або близьким до 45° , виходячи із експериментальних даних вимірювання кутів у вершин абразивних зерен. Також ріжучі зерна моделюють у формі сфери. Тому для більш повного аналізу закономірностей процесу шліфування слід встановити залежність для визначення параметра шорсткості поверхні R_a із урахуванням сферичної форми ріжучих зерен шліфувального круга. Для цього слід скористатися розрахунковою схемою, представленою на рис. 3.11, розглядаючи кут 2γ вписаним в коло, яке відповідає формі ріжучого зерна. Оскільки параметр шорсткості поверхні R_{max} значно менше радіуса зерна R , то цілком допустимо його ріжучу (сферичну) частину подати у формі конуса. Тоді тригонометрична функція $\text{tg}\gamma$, що входить до залежності (3.27), визначиться:

$$\text{tg}\gamma = \frac{x_A}{y_A}, \quad (3.28)$$

де x_A, y_A – координати точки А, в якій відбувається перетин поверхонь конуса і сфери.

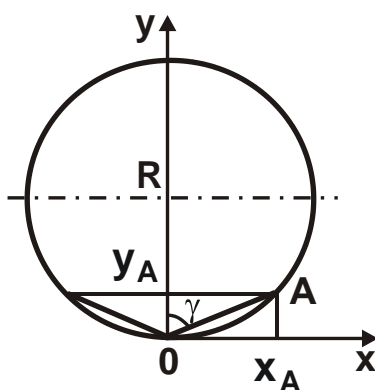


Рисунок 3.12 – Розрахункова схема координат точки А – x_A і y_A

Координата $y_A = R_{\max}$, а координата x_A визначається із рівняння кола:

$$x^2 + (y - R)^2 = R^2, \quad (3.29)$$

де $\bar{X} = 2 \cdot R$ – діаметр абразивного зерна, м.

Звідки

$$x_A = \sqrt{R^2 - (y_A - R)^2} \approx \sqrt{\bar{X} \cdot R_{\max}}. \quad (3.30)$$

Після підстановки залежності (4.30) у залежність (3.28), маємо:

$$\operatorname{tg} \gamma = \sqrt{\frac{\bar{X}}{R_{\max}}}. \quad (3.31)$$

Залежність (3.27) із урахуванням залежності (3.31) набуває вигляду:

$$R_{\max} = 5 \sqrt{\frac{R_{\max}}{\bar{X}} \cdot \frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2}}. \quad (4.32)$$

Після зведення лівої і правої частин залежності (3.32) до п'ятого ступіня, отримано:

$$R_{\max}^4 = \frac{10^5 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^5 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2},$$

звідки

$$R_{\max} = 10 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \sqrt{10 \cdot \bar{X} \cdot \rho \cdot V_{\text{дет}}}}{m \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (3.33)$$

Таким чином, встановлено залежність для визначення параметра шорсткості поверхні R_{\max} під час шліфування кругом із ріжучими зернами, представленими у формі сфери. Як видно, ця залежність відрізняється від аналогічної залежності (3.27), справедливої для круга із конусоподібними ріжучими зернами.

Проведемо порівняння результатів розрахунків параметра шорсткості R_{\max} за залежностями (3.33) і (3.27), використовуючи вихідні дані, які наведено у роботі [63]: $V_{\text{дет}} = 1$ м/хв; $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $R_{\text{дет}} = 80$ мм; $R_{\text{кр}} = 150$ мм; $\bar{X} = 0,2$ мм; $m = 100$.

Виходячи із залежності (3.33), розрахунками встановлено: $R_{\max} = 3,4$ мкм. Відповідно, параметр шорсткості поверхні R_a із ураху-

ванням відомої умови $R_{\max} / R_a = 5$ дорівнює $R_a = 0,68$ мкм. Розрахункове значення кута γ (рис. 3.12) у цьому випадку дорівнює $\gamma = 82^\circ$.

Виходячи із залежності (3.27), із урахуванням кута $\gamma = 45^\circ$ розрахунками встановлено: $R_{\max} = 7,72$ мкм; $R_a = 1,54$ мкм.

Як видно, із урахуванням сферичної форми ріжучих зерен параметр шорсткості поверхні R_a приймає значення, яке в 2,26 рази менше, ніж за конусоподібною формою зерен. Це більшою мірою відповідає експериментальним даним параметра шорсткості поверхні R_a (рис. 3.12 [140]), які отримано в умовах круглого зовнішнього шліфування (із невеликою глибиною шліфування $t = 0,05$ мм) твердосплавного виробу (багатолезового інструменту – фрези) алмазним кругом форми 1A1 300×25 AC6 200/160 M1-01 4 на металевій зв'язці M1-01. Оброблювальний матеріал – твердий сплав ВК8. Долеву поздовжню подачу (яка визначається відношенням ширини шліфування до висоти круга) встановлювали рівною $S_d = 0,9$.

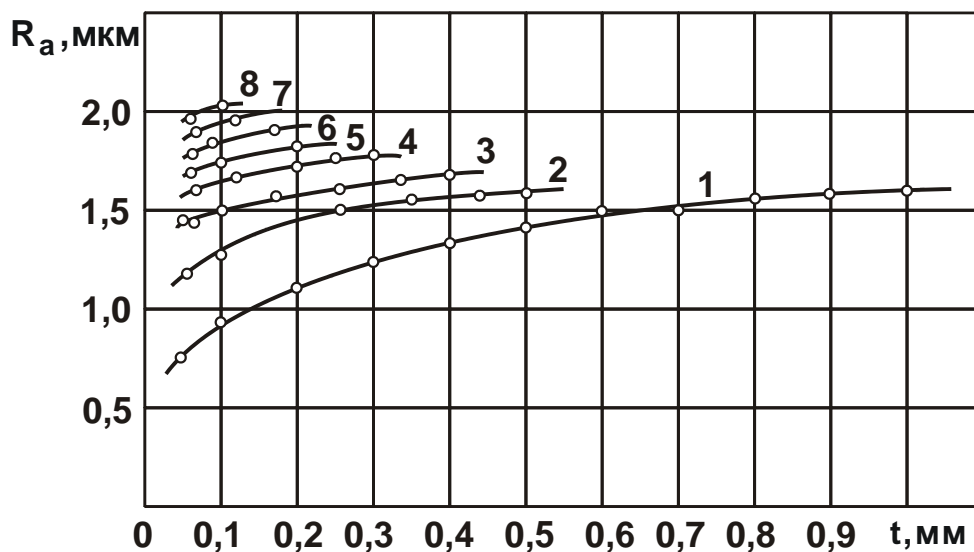


Рисунок 3.12 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від глибини шліфування t . Умови шліфування: алмазний круг – 1A1 300×25 AC6 200/160 M1-01 4; оброблювальний матеріал – твердий сплав ВК8; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_d = 0,9$; $R_{дет} = 80$ мм;

1, ..., 6 – $V_{дет} = 1, \dots, 6$ м/хв;

7 – $V_{дет} = 8$ м/хв; 8 – $V_{дет} = 10$ м/хв

Як витікає із рис. 3.12, зі збільшенням глибини шліфування t і переходом у зону глибинного шліфування параметр шорсткості поверхні R_a збільшується. Це відбувається у результаті підвищення інтенсивності зношування алмазних зерен і утворення на них гострих ріжучих кромek, тобто в результаті переходу від сферичної форми ріжучих зерен до конусоподібної форми. У цьому випадку доцільно параметр шорсткості поверхні R_a встановлювати на основі залежності (3.27), яка справедлива для конусоподібної форми ріжучих зерен. Отримане розрахункове значення $R_a = 1,54$ мкм у цьому випадку із урахуванням кута $\gamma = 45^\circ$ цілком відповідає експериментально встановленим значенням за умови $t > 0,05$ мм (рис. 3.12).

Розрахунок параметра шорсткості поверхні R_a на основі залежності (3.33) для швидкості деталі $V_{\text{дет}} = 10$ м/хв показав, що $R_a = 2,15$ мкм; $R_{\text{max}} = 10,74$ мкм. Відповідно, розрахункове значення кута $\gamma = 77^\circ$. Порівнюючи розрахункове значення R_a із експериментальним значенням R_a для глибини шліфування $t = 0,05$ мм (рис. 3.12), встановлено, що розбіжність цих значень не перевищує 10 %. Це указує на достовірність запропонованого підходу до розрахунку параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} в умовах шліфування кругом із сферичною формою ріжучих зерен.

Таким чином, запропонований теоретичний підхід дозволяє уточнити відомі розрахункові залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування та отримати більш точні розрахункові значення висотних параметрів шорсткості поверхні.

3.4. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки

Раніше встановлено, що найважливішою умовою зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки слід розглядати одно-висотне розташування ріжучих зерен на робочій поверхні абразивного інструменту. Виходячи із цього, актуальною слід розглядати задачу оцінювання технологічних можливостей зменшення шорсткості поверх-

ні в умовах доведення вільним абразивом, коли ріжучі зерна у формі сфери фактично одновисотно розташовані на робочій поверхні інструменту, що значно більшою мірою відповідає експериментальним даним, наведеним в роботі [54].

Для розрахунку параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} під час абразивної обробки використано спрощену розрахункову схему, представлену на рис. 3.13. У цій схемі ріжучі зерна у формі сфери радіусом R одновисотно розташовані на робочій поверхні інструменту і їх проекції взаємно перекриваються в процесі формування шорсткості оброблюваної поверхні. Невидалений матеріал із оброблюваної поверхні представлено функцією розподілу $\Phi(y)$ [54], що змінюється від максимального значення, рівного радіусу круга R (в безрозмірних величинах, що дорівнює одиниці), до значення $\Phi(y) = h$ (в безрозмірних величинах, що дорівнює відношенню h/R), де h – довжина перекриття проекції зерна іншою, поруч розташованою проекцією зерна.

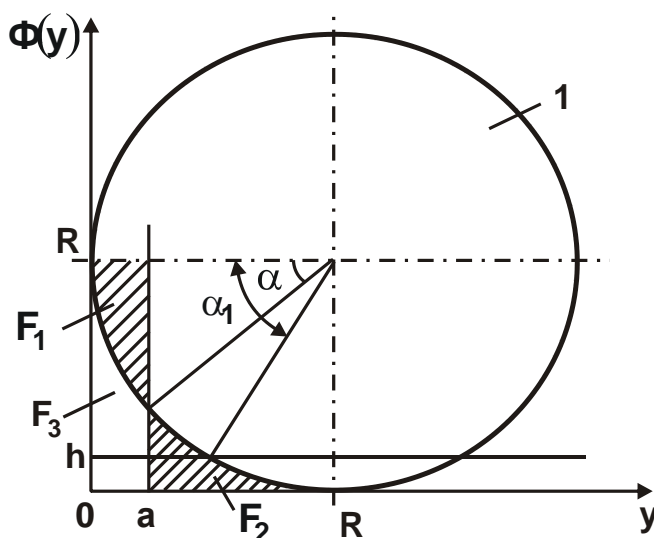


Рисунок 3.13 – Розрахункова схема параметрів шорсткості оброблюваної поверхні: 1 – абразивне зерно

Очевидно, чим більше проекцій зерен, які залишили свій слід на діаметральній площині оброблюваного зразка, тим більше довжина h й, відповідно, менше шорсткість обробленої поверхні.

Параметр шорсткості поверхні R_a визначається за умови рівності площ западин F_1 і виступів F_2 , розділених середньою лінією мікропро-

філю обробленої поверхні а, як це показано на рис. 3.13 заштрихованими зонами:

$$F_1 = \frac{\pi \cdot R^2}{4} \cdot \frac{\alpha}{90^\circ} - \frac{R^2}{2} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha, \quad (3.43)$$

де α – кут, проведений через центр кола (що описує форму зерна) радіусом R , і точку перетину середньої лінії мікропрофілю а із даним колом.

Кут α підлягає визначенню із таких рівнянь:

$$F_2 = F_0 - F_3; \quad (3.44)$$

$$F_0 = R \cdot (R - h) - \frac{\pi \cdot R^2}{4} \cdot \frac{\alpha_1}{90^\circ} - \frac{R^2}{2} \cdot \sin(90^\circ - \alpha_1) \cdot \cos(90^\circ - \alpha_1); \quad (3.45)$$

$$F_3 = a \cdot (R - h) - F_1, \quad (3.46)$$

де F_0 – площа, обмежена лініями $y = 0$; $\Phi(y) = h$ і колом радіусом R ;

F_3 – площа, що обмежена лініями $y = 0$; $y = a$; $\Phi(y) = h$ і колом радіусом R ;

α_1 – кут, проведений через центр кола (зерна) і точку перетину двох сусідніх кіл.

Після перетворень залежності (3.44) отримано:

$$F_2 = F_0 - a \cdot (R - h) + F_1. \quad (3.47)$$

За умови рівності площ F_1 і F_2 маємо:

$$\left(1 - \frac{h}{R}\right) - \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\alpha_1}{90^\circ} - \frac{1}{4} \cdot \sin 2\alpha_1 = (1 - \cos \alpha) \cdot \left(1 - \frac{h}{R}\right). \quad (3.48)$$

За умови $h = 0$ залежність (3.48) набуває вигляду:

$$\cos \alpha = \frac{\pi}{4} = 0,785, \quad (3.49)$$

звідки $\alpha = 38^\circ$. За умови $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot R$ із урахуванням умови $R = R_{\max}$ отримано: $R_{\max} / R_a = 5,624$; $R_a / R = 0,17781$.

У разі $h/R = 0,5$, за умови $\sin \alpha_1 = 0,5 \cdot R/R = 0,5$, отримано: $\alpha_1 = 30^\circ$. Із залежності (3.48) визначено кут $\alpha = 17^\circ$. Оскільки $R_{\max} = R - R \cdot \cos \alpha_1$, то відношення $R_{\max} / R_a = 7,9$. Як видно, зі збільшенням величини h відношення R_{\max} / R_a збільшується, а $R_{\max} / R = 1 - \cos \alpha_1 = 0,134$, навпаки, зменшується. Відношення $R_a / R = 0,017$ також зменшується.

За умови $h/R = 0,8$ кут $\alpha_1 = 11,5^\circ$, а кут $\alpha = 8^\circ$. Відповідно, відношення: $R_{\max}/R = 0,02$; $R_{\max}/R_a = 11,5$; $R_a/R = 0,00174$.

У даному випадку відношення R_{\max}/R_a стає ще більшим, а відношення $R_a/R = 0,00174$, навпаки, меншим.

У разі $h/R = 0,9$ кут $\alpha_1 = 5,74^\circ$, а кут $\alpha = 3,1^\circ$. Відповідно, відношення: $R_{\max}/R = 0,005$; $R_{\max}/R_a = 62,5$; $R_a/R = 8 \cdot 10^{-5}$. У цьому випадку відношення R_{\max}/R_a приймає достатньо велике значення, а відношення R_{\max}/R і R_a/R – дуже малі значення.

Як видно, зі збільшенням h/R відношення R_a/R зменшується інтенсивніше відношення R_{\max}/R , що і призводить до збільшення відношення R_{\max}/R_a (табл. 3.10, рис. 3.14). За такими самими закономірностями змінюються і параметри шорсткості поверхні R_a і R_{\max} , розглядаючи параметр R (радіус ріжучого зерна) заданим.

Таблиця 3.10 – Розрахункові значення кута α та відношень R_a/R , R_{\max}/R і R_{\max}/R_a

h/R	0	0,5	0,8	0,9
α , град.	38	17	11,5	3,1
R_a/R	0,1778	0,017	0,00174	0,00008
R_{\max}/R	1,0	0,134	0,02	0,005
R_{\max}/R_a	5,624	7,9	11,5	62,5

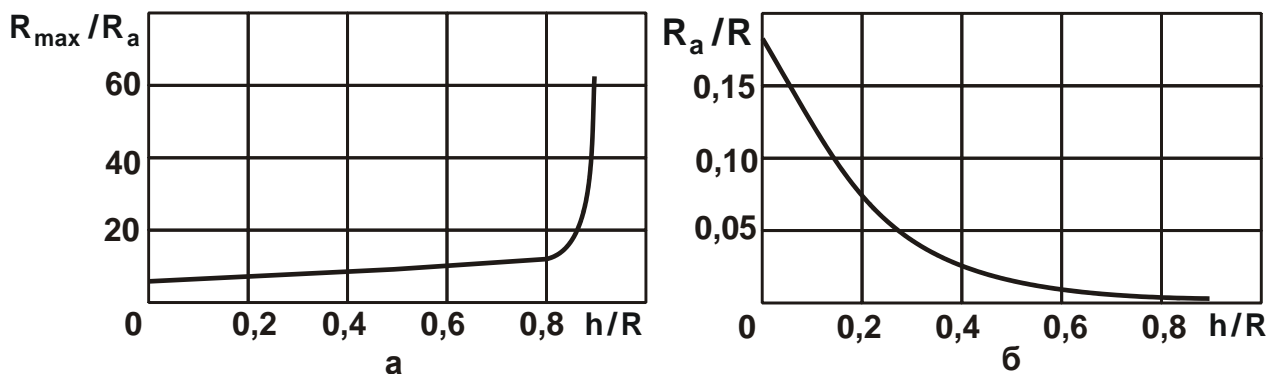


Рисунок 3.14 – Залежності відношень R_{\max}/R_a (а) і R_a/R (б) від відношення h/R

Заслугує на увагу те, що зі збільшенням h/R відношення параметрів шорсткості поверхні R_{\max}/R_a значно збільшується, приймаючи значення, які не традиційні для процесу шліфування.

Як відомо, під час шліфування відношення R_{\max}/R_a змінюється в межах 4 ... 10, тоді як за умови $h/R = 0,9$ воно досягає надзвичайно великого значення $R_{\max}/R_a = 62,5$. Із цього можна зробити висновок, що в реальних умовах шліфування реалізуються значення $h/R = 0 \dots 0,8$. Відповідно, в цьому діапазоні відношення R_{\max}/R_a змінюється в межах 5,624 ... 11,5, що приблизно збігається із практичними даними. Діапазон зміни значень $h/R > 0,8$, очевидно, не можна реалізувати на практиці через складність забезпечення одновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні абразивного інструменту.

Таким чином, розрахунками встановлено, що чим більше проєкцій зерен, які залишили свій слід на діаметральній площині оброблюваного зразка, тим більше відношення h/R і менше відношення R_{\max}/R і R_a/R , а, відповідно, менше значення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки R_a і R_{\max} .

Зі зменшенням радіусу ріжучого зерна R пропорційно зменшуються параметри R_a і R_{\max} . Наприклад, в разі $h/R = 0$ (табл. 3.10) за умови $R = 0,5$ мкм (застосування алмазного порошку зернистістю АС 1/0) параметри шорсткості поверхні R_a і R_{\max} , відповідно, дорівнюють $R_a = 0,089$ мкм і $R_{\max} = 0,5$ мкм.

У разі $h/R = 0,5$ (табл. 3.10) за умови $R = 0,5$ мкм маємо: $R_a = 0,0085$ мкм і $R_{\max} = 0,067$ мкм. Ці значення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{\max} фактично відповідають практичним вимогам під час обробки високоточних деталей машин. Для їх забезпечення, як видно, потрібне застосування алмазного порошку із незначною зернистістю, наприклад, АС 1/0.

Зі збільшенням зернистості алмазного порошку для досягнення таких самих значень параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{\max} необхідно збільшувати кількість ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні (шляхом збільшення відношення $h/R \rightarrow 1$). Так, у разі $h/R = 0,9$ застосування алмазного порошку більшої зернистості АС 50/40 (тобто $R \approx 0,25$ мкм) дозволяє домогтися наступних значень параметрів шорсткості поверхні: $R_a = 0,002$ мкм і $R_{\max} = 0,125$ мкм.

Це приблизно такий самий результат, як і у випадку $h/R = 0$ за умови $R = 0,5$ мкм. Однак зі збільшенням кількості ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, зменшується продуктивність обробки.

Необхідно зазначити, що отримані розрахункові дані справедливі в умовах одновисотного розташування однакових за формою і розмірами абразивних або алмазних зерен на робочій поверхні інструменту, тобто для ідеальних умов обробки. За недотримання цих умов має місце різновисотне розташування ріжучих зерен на робочій поверхні інструменту. Це призведе до збільшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} , що і спостерігається в реальних умовах обробки, коли, навіть після застосування алмазного порошку із зернистістю АС 1/0, неможливо зменшити параметр шорсткості поверхні R_a нижче значення $R_a = 0,1$ мкм [101]. Тому основною умовою досягнення високих показників шорсткості поверхні слід розглядати забезпечення фактично одновисотного розташування абразивних або алмазних зерен на робочій поверхні інструменту.

Запропонований спрощений підхід до розрахунку параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} та їх відношення R_{max}/R_a указує на те, що зі збільшенням кількості зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, параметри R_a і R_{max} зменшуються, а відношення R_{max}/R_a збільшується. Результати розрахунків підтверджуються експериментальними даними і указують на достовірність запропонованого теоретичного підходу. Отже, даний підхід дозволяє оцінити технологічні можливості зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки та розробити практичні рекомендації з їх реалізації.

3.5. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки із урахуванням зношування ріжучих зерен шліфувального круга

Аналітичне визначення параметрів шорсткості поверхні та умов їх зменшення із урахуванням зношування ріжучих зерен із утворенням на них майданчиків зношування є важливим завданням в теорії металооброблення. Встановлені на цій основі більш глибокі закономірності

формування шорсткості оброблюваної поверхні дозволяють науково обґрунтовано підходити до визначення умов підвищення ефективності фінішної абразивної обробки [60].

Для узагальненого аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки необхідно розглянути спрощений теоретичний підхід до розрахунку параметрів шорсткості поверхні, приймаючи, що обробка здійснюється ріжучими зернами конусоподібної форми однакової висоти із кутом у вершині 2γ . Під час накладання зерен на діаметрально розташовану площину (що імітує оброблюваний зразок) утворюється ріжучий профіль із рівновіддаленими проекціями вершин зерен (рис. 3.15,а).

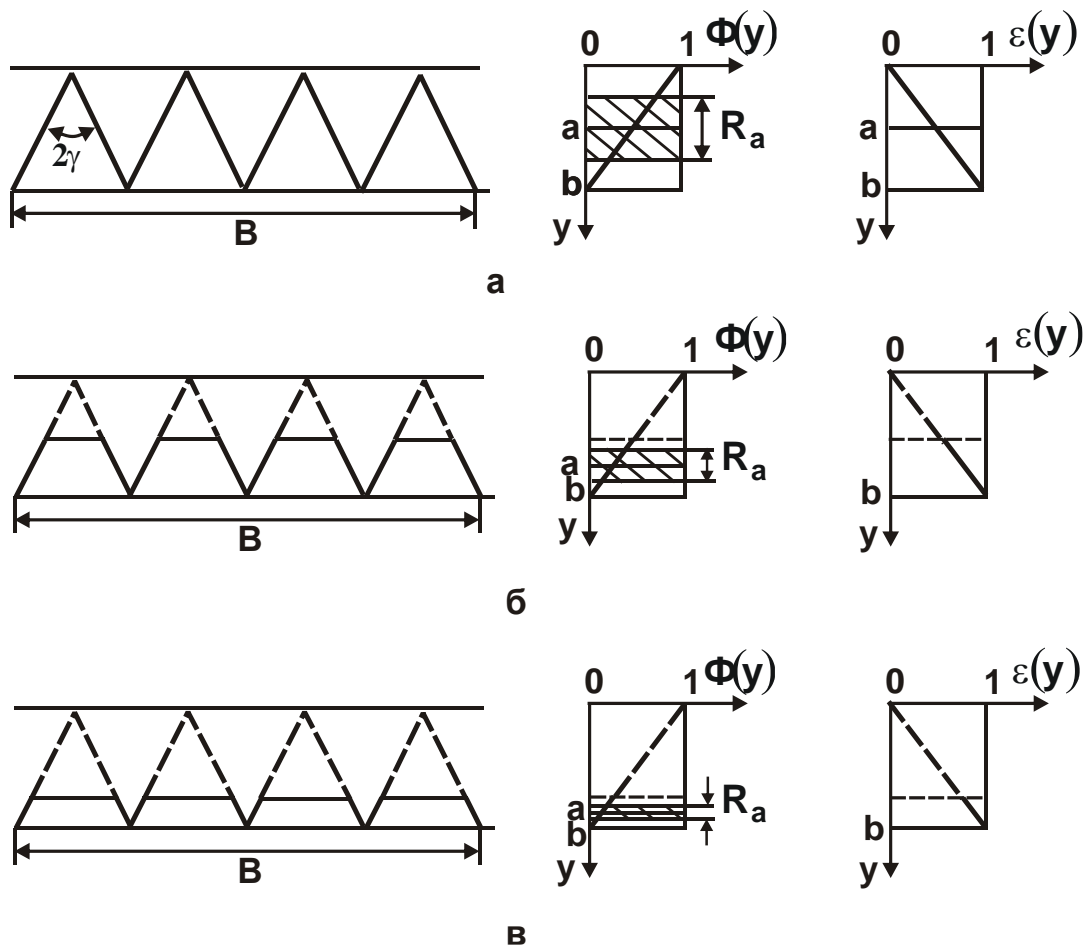


Рисунок 3.15 – Розрахункова схема параметрів шорсткості поверхні

Відносна повнота цього профілю $\varepsilon(y)$ і протилежна функція $\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y)$ описуються прямими лініями на цьому ж рисунку. Отже, величина a , що визначає положення середньої лінії мікропрофілю об-

робленої поверхні, дорівнює $a = 0,5 \cdot b$ (рис. 3.15, а), а параметр шорсткості поверхні $R_a = 0,25 \cdot b$, де b – висота виступання вершин незношених зерен над рівнем робочої поверхні абразивного інструменту, м.

Це витікає із умови: $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$, де $F_1 = \frac{1}{8} \cdot b \cdot 1$ – площа трикутника.

Звідси витікає відношення: $b/R_a = 4$ або із урахуванням умови $b = R_{\max}$ маємо: $R_{\max}/R_a = 4$. Встановлене теоретично значення відношення $R_{\max}/R_a = 4$ узгоджується із відомими експериментальними даними [97], отриманими під час шліфування.

Важливо розглянути випадок абразивної обробки ріжучими зернами однакової висоти із утвореними на їх вершинах майданчиками зношування однакової довжини $x_1 = 0,5 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b$ (рис. 3.15,б), які імітують геометричну форму ріжучої частини зерна. У цьому випадку функції $\varepsilon(y)$ і $\Phi(y)$ мають вигляд, показаний суцільною лінією на рис. 3.15,б.

Очевидно, величина $a = 0,75 \cdot b$, а параметр шорсткості поверхні R_a визначається за умови $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$, де $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left(\frac{1}{4} \cdot b \cdot 1 \right)$. Відповідно, відношення $b/R_a = 16$ або із урахуванням умови $b = 2 \cdot R_{\max}$ приймає значення $R_{\max}/R_a = 8$.

Як видно, із утворенням на ріжучих зернах майданчиків зношування відношення R_{\max}/R_a збільшилося до значення, яке не характерне для процесу шліфування, проте має місце під час абразивного полірування. Так, у роботі [101] показано, що під час абразивного полірування (рис. 3.16) експериментально встановлене значення дорівнює $R_{\max}/R_a = 30$, яке ще більше перевищує теоретично встановлене значення, що дорівнює $R_{\max}/R_a = 8$.

Виконуючи аналогічні розрахунки параметра шорсткості поверхні R_a під час абразивної обробки ріжучими зернами із ще більшими довжинами майданчиків зношування, наприклад, із $x_1 = 0,25 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b$ (рис. 3.15,в), за умови $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$, де $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left(\frac{1}{16} \cdot b \cdot 1 \right)$, встановлено відношення $b/R_a = 64$. Із урахуванням умови $b = 4 \cdot R_{\max}$ відношення $R_{\max}/R_a = 16$. У цьому випадку відношення R_{\max}/R_a збільшилося в 2 рази порівняно із попереднім випадком.

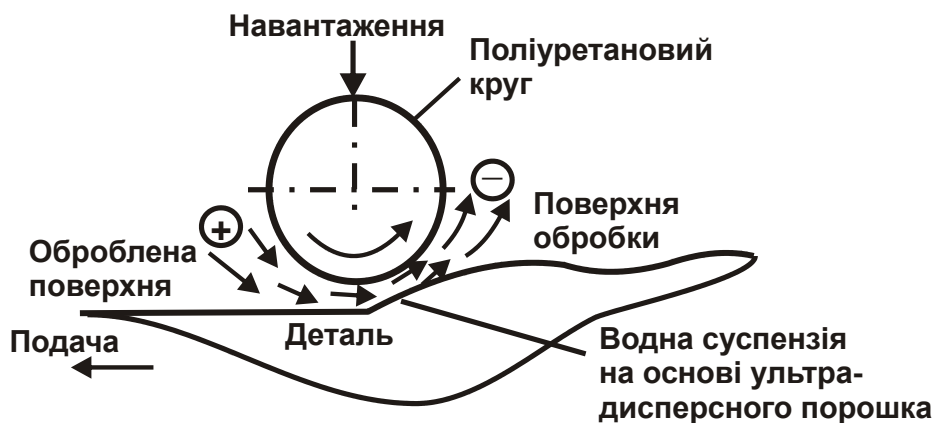


Рисунок 3.16 – Схема полірування суспензією на основі ультрадисперсного порошка [48]

Зі збільшенням довжини майданчика зношування на ріжучому зерні до значення $x_1 = 0,125 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b$, за умови $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$, де $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left(\frac{1}{64} \cdot b \cdot 1 \right)$, встановлено відношення $b/R_a = 254$. Із урахуванням умови $b = 8 \cdot R_{\text{max}}$ відношення $R_{\text{max}}/R_a = 32$.

Як видно, теоретично встановлене значення відношення R_{max}/R_a приблизно збігається із експериментально встановленим значенням, рівним $R_{\text{max}}/R_a = 30$. Це указує на те, що довжина майданчика зношування на ріжучих зернах значно впливає на відношення R_{max}/R_a . Отже, домогтися зменшення параметра шорсткості поверхні R_a можна шляхом створення на ріжучих зернах майданчиків зношування, тобто створення так званих "плосковершинних" зерен [97], або застосування еліпсоїдної форми абразивних зерен [101].

Необхідно зазначити, що наведені результати розрахунків справедливі під час обробки абразивним інструментом без поперечної подачі. В іншому випадку закономірності формування шорсткості поверхні зміняться у зв'язку із різновисотним накладанням проєкцій зерен на діаметрально розташовану площину. А це призведе до збільшення параметра шорсткості поверхні R_a . Чим більше поперечна подача абразивного інструменту, тим більшою мірою буде проявлятися різновисотне накладання проєкцій зерен на діаметральну площину і, відповідно, більше буде параметр шорсткості поверхні R_a . Тому в умовах високо-

продуктивного шліфування, незважаючи на можливість утворення на ріжучих зернах значних майданчиків зношування, параметр шорсткості поверхні R_a буде суттєво збільшуватися. Очевидно, зменшити його можна в умовах абразивного полірування за достатньо малих значень поперечної подачі та забезпеченні достатньо великих значень відношення $R_{\max}/R_a > 4$.

Якщо розглядати в першому наближенні товщиною зрізу ріжучим зерном a_z параметр шорсткості поверхні R_{\max} , то в умовах абразивного полірування спостерігається тенденція переходу від процесу різання до процесів тертя і пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу із абразивним зерном (без утворення мікростружки [48]). Ця закономірність можлива лише в умовах абразивного полірування, яке здійснюється за фактично одновисотним розташуванням зерен на робочій поверхні інструменту і з невеликою поперечною подачею. В умовах звичайного шліфування, як зазначалося раніше, такий процес обробки неможливий у зв'язку із різновисотним розташуванням ріжучих зерен на робочій поверхні шліфувального круга, а також у зв'язку зі збільшеною поперечною подачею. У цьому випадку відношення параметрів шорсткості поверхні R_{\max}/R_a менше, і змінюється, як встановлено експериментально [21; 64; 90; 98], в межах 4 ... 10. Тому на фінішних операціях необхідно використовувати шліфувальні круги фактично із одновисотним виступанням ріжучих зерен над рівнем зв'язки. Це дозволить значно зменшити висоти мікронерівностей на оброблюваних поверхнях.

Виходячи із запропонованого теоретичного підходу до визначення відношення R_{\max}/R_a , можна встановити його узагальнену аналітичну залежність. Для цього слід висоту b розподілити на z однакових частин. Тоді площа трикутника $F_1 = \frac{1}{8} \cdot \left(\frac{b}{z} \cdot \frac{1}{z} \right)$ за умови $F_1 = \frac{1}{2} \cdot R_a \cdot 1$ дорівнює:

$R_a = \frac{1}{4} \cdot \frac{b}{z^2}$. Із урахуванням виразу $b = z \cdot R_{\max}$ отримано:

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = 4 \cdot z. \quad (3.40)$$

У табл. 3.11 і на рис. 3.17 наведено розрахункові значення відношення R_{\max}/R_a залежно від величини z . Виходячи із рис. 3.17, значен-

ня відношення R_{\max}/R_a збільшуються за лінійною залежністю зі збільшенням величини z . Таким чином, за відомим значенням z , виходячи із залежності (3.40), можна визначити відношення R_{\max}/R_a або, навпаки, за відомим значенням R_{\max}/R_a визначити значення z .

Таблиця 3.11 – Розрахункові значення відношення R_{\max}/R_a

z	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
R_{\max}/R_a	4	8	12	16	20	24	28	32	36	40

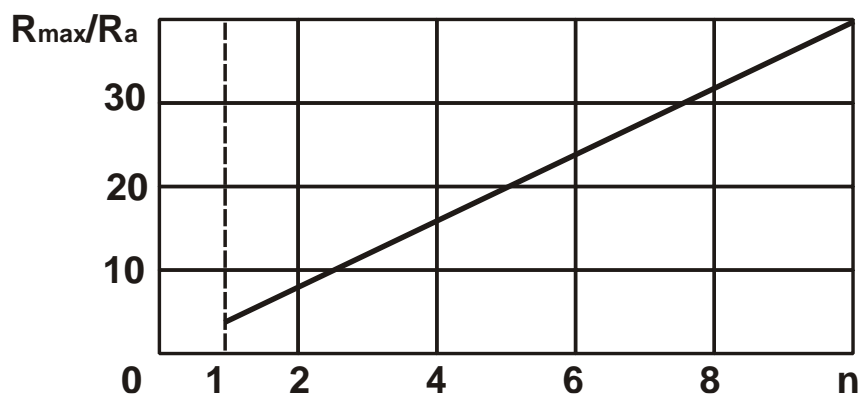


Рисунок 3.17 – Залежність відношення R_{\max}/R_a від величини z

Параметр шорсткості поверхні R_{\max} визначається за умови: $2 \cdot b \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n = B$, де n – кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, шт. Із урахуванням залежності $b = z \cdot R_{\max}$ маємо:

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot z \cdot n}. \quad (3.41)$$

Як видно, основними умовами зменшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} є збільшення величини z і кількості ріжучих зерен n . Параметр шорсткості поверхні R_a визначається за залежністю (3.40):

$$R_a = \frac{B}{8 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot z^2 \cdot n}. \quad (3.42)$$

Суттєво зменшити параметр шорсткості поверхні R_a можна, головним чином, шляхом збільшення величини z , тобто збільшення довжини майданчика зношування на ріжучому зерні x_1 .

Таким чином теоретично встановлено, що чим більше величина x_1 і більше зерен приймає участь у формуванні шорсткості поверхні, тим менше параметри шорсткості поверхні R_{\max} , R_a і більше відношення R_{\max}/R_a . Це узгоджується із експериментальними даними. Використовуючи отримані результати розрахунків, можна науково обґрунтовано підходити до розроблення ефективних технологічних процесів фінішної абразивної обробки.

Висновки до розділу 3

1. У роботі отримав подальший розвиток теоретико-імовірнісний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, заснований на урахуванні імовірнісного характеру участі зерен у процесі різання. Показано, що все різноманіття умов формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки зводиться до трьох принципових структур шорсткуватого шару оброблюваних поверхонь. Вони обумовлені різними імовірнісними законами накладання та перекриття проекцій зерен на оброблюваній поверхні: одно- і різновисотним розташуванням зерен на робочій поверхні абразивного інструмента та наявністю його поперечної подачі. Це дозволило провести класифікацію структур шорсткуватого шару і встановити значення параметрів шорсткості поверхні для кожної із структур. На цій основі отримано аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{\max} під час шліфування. Показано, що відношення R_{\max}/R_a змінюється в межах 4...6. Це відповідає експериментальним даним.

2. Розрахунками встановлено, що під час моделювання у формі сфери одновисотно розташованих ріжучих зерен на робочій поверхні абразивного інструмента відношення R_{\max}/R_a може змінюватися в значно більших межах: 5,6...62. Це також відповідає експериментальним даним, отриманим під час дослідження параметрів шорсткості поверхні в умовах абразивного полірування.

3. Проведений розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки із урахуванням зношування ріжучих зерен шліфувального круга теж показав, що відношення R_{\max}/R_a може змінюватися в межах, які значно перевищують встановлені значення 4 ... 6, тобто все залежить від форми ріжучої частини абразивного зерна.

Розділ 4

Визначення оптимальних умов абразивної обробки за критерієм найменшої шорсткості обробленої поверхні

4.1. Спрощений кінематичний підхід до розрахунку і аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки

Під час розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні в умовах абразивної обробки широко використовують спрощений кінематичний підхід, який не вимагає застосування складного математичного апарату теорії імовірностей. Тому важливо порівняти імовірнісний і спрощений кінематичний підходи до визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні і зробити висновок щодо їх ефективного застосування. Для цього спочатку розглянемо закономірності формування мікрогеометрії оброблюваної поверхні прямолінійного нерухомого зразка 1 під час його абразивної обробки (рис. 4.1), тобто за умови $V'_{\text{дет}} = 0$, де $V'_{\text{дет}}$ – швидкість руху прямолінійного зразка 1 за нормаллю до робочої поверхні абразивного інструменту.

Спроекуємо всі ріжучі зерна, розташовані на ділянці абразивного інструменту довжиною L , на вертикальну площину 1, що імітує положення оброблюваного зразка. Приймемо, що робоча частина зерна має конусоподібну форму із кутом у вершини 2γ , а всі зерна виступають над рівнем поверхні інструменту на однакову висоту b . Припустимо, що вершини спроектованих на площину 1 зерен у горизонтальному напрямі рівновіддалені одна від одної (рис. 4.1). Тоді справедлива геометрична умова:

$$2 \cdot R_{\text{max}} \cdot \text{tg}\gamma \cdot n = B, \quad (4.1)$$

де R_{max} – максимальна висота проєкцій зерен на площину 1, яка умовно дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні (параметру шорсткості обробленої поверхні R_{max}), м;

$n = k \cdot B \cdot L$ – кількість зерен, розташованих на ділянці абразивного інструменту довжиною L ;

B – ширина робочої частини абразивного інструменту, м;
 k – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні абразивного інструменту, шт./м².

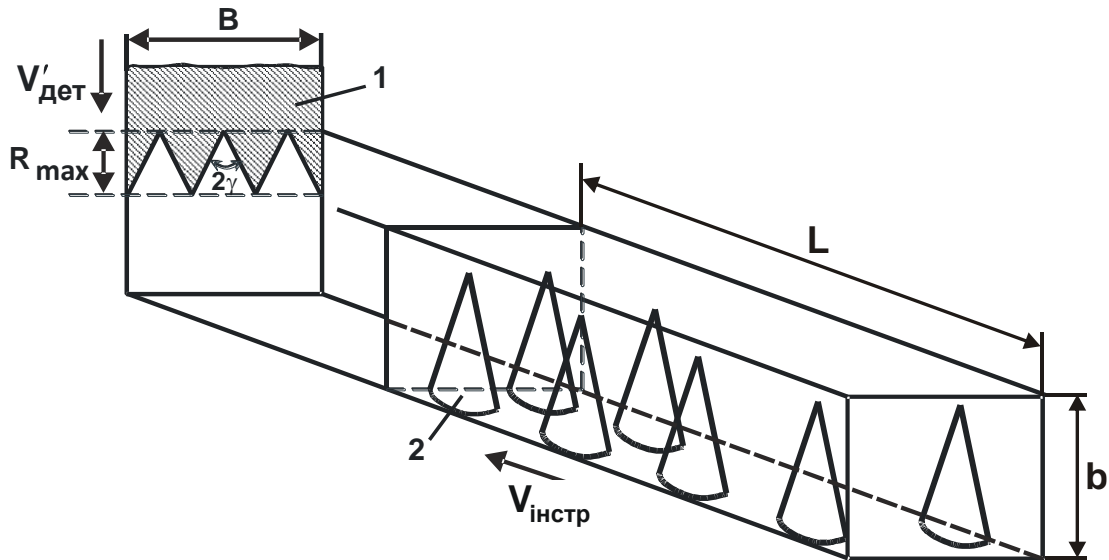


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки: 1 – площина оброблюваного зразка; 2 – абразивний інструмент

Після перетворень залежності (4.1), маємо:

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L} \quad (4.2)$$

Довжину L можна виразити:

$$L = V_{\text{інстр}} \cdot \tau, \quad (4.3)$$

де τ – час, за який площина пройде шлях довжиною L , с;

$V_{\text{інстр}}$ – швидкість абразивного інструменту, м/с.

У роботі [5] показано, що поверхнева концентрація зерен k пов'язана із об'ємною концентрацією алмазного круга m та зернистістю круга \bar{X} залежністю:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (4.4)$$

де $(1 - \varepsilon)$ – безрозмірна величина, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга (змінюється в межах 0...1). Для 100-відсоткової концентрації круга $m = 100$; для 50-відсоткової концентрації – $m = 50$ тощо.

У даному випадку $(1 - \varepsilon) = R_{\max} / \bar{X}$. Тоді залежність (4.2) із урахуванням залежностей (4.3) і (4.4) приймає вигляд:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}}, \quad (4.5)$$

Як видно, параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} тим менше, чим більше параметри γ , m , τ і менше зернистість алмазного круга \bar{X} , тобто збільшуючи кількість спроектованих на площину зерен, можна зменшити параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} до необхідного значення. Проте це рішення має важливе значення лише в теоретичному плані, оскільки передбачає знімання дуже малих припусків, порівнянних із товщинами зрізів окремими зернами.

Розглянемо схему обробки прямолінійного зразка 1, що рухається за нормаллю до робочої поверхні абразивного інструменту із швидкістю $V'_{\text{дет}}$ (рис. 4.1). Абразивний інструмент рухається у горизонтальному напрямі із швидкістю $V_{\text{інстр}}$. Спроекуємо всі зерна, розташовані на ділянці інструменту довжиною L , на площину, що рухається у вертикальному напрямі із швидкістю $V'_{\text{дет}}$ та імітує рух оброблюваного зразка.

Довжину L у цьому випадку можна виразити:

$$L = V_{\text{інстр}} \cdot \tau = \frac{R_{\max}}{V'_{\text{дет}}}, \quad (4.6)$$

де τ – час, за який площа переміститься на величину R_{\max} , с.

Після підстановки залежності (4.6) у залежність (4.2), маємо:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.7)$$

Параметр шорсткості обробки R_{\max} тим менше, чим більше параметри γ , k і менше відношення $V'_{\text{дет}} / V_{\text{інстр}}$. Оскільки збільшення параметрів k , $V_{\text{інстр}}$ обмежене, основною умовою зменшення параметра R_{\max} до необхідного значення слід розглядати зменшення $V'_{\text{дет}} \rightarrow 0$.

Для реалізації дуже малих значень швидкості $V'_{\text{дет}}$ може бути ефективною пружна схема обробки із постійним радіальним зусиллям P , прикладеним до оброблюваного зразка (рис. 4.2,а).

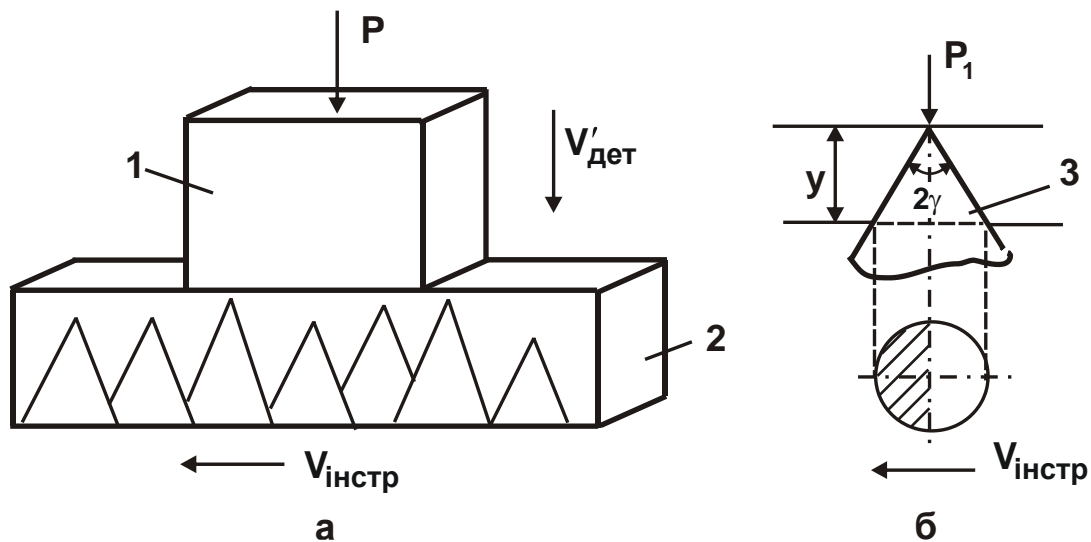


Рисунок 4.2 – Розрахункова схема абразивної обробки із постійним радіальним зусиллям P : 1 – оброблювана деталь; 2 – абразивний інструмент; 3 – ріжуче зерно

Виконаємо розрахунок зусилля P , необхідного для того, щоб оброблюваний зразок переміщався у вертикальному напрямі із швидкістю $V'_{дет}$. Припустимо, що у контакті із зразком одночасно приймають участь n_0 зерен. Тоді, використовуючи розрахункову схему (рис. 4.2,б), отримано:

$$P = HV \cdot n_0 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot y^2 \cdot 0,5, \quad (4.8)$$

де HV – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, $H/\text{м}^2$;
 y – глибина впровадження ріжучого зерна в оброблюваний матеріал, м.

Коефіцієнт 0,5 в залежності (4.8) означає те, що під час різання фактична площа контакту зерна із оброблюваним матеріалом дорівнює половині номінальної площі $\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot y^2$. Прийmemo в першому наближенні, що величина y (товщина зрізу окремим зерном) дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні R_{\max} . Після перетворень залежності (4.8) отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot n_0 \cdot HV}}, \quad (4.9)$$

де $n_0 = k \cdot F$ – кількість одночасно працюючих зерен;
 k – поверхнева концентрація зерен, шт./ м^2 ;

F – площа контакту абразивного інструменту із оброблюваним матеріалом, m^2 .

Із урахуванням залежності $\bar{p} = \frac{P}{F}$ (де \bar{p} – нормальний тиск) залежність (4.9) набуде вигляду:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (4.10)$$

Виходячи із залежності (4.10), зменшити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_{\max} можна зменшенням нормального тиску \bar{p} та збільшенням параметрів γ , k . Параметр R_{\max} тим менше, чим більше твердість оброблюваного матеріалу HV . Це пов'язано зі зменшенням товщин зрізів за умови фіксованого нормального тиску \bar{p} . Отже, одну і ту саму шорсткість оброблюваної поверхні під час обробки більш твердих матеріалів можна отримати абразивним інструментом із меншою концентрацією зерен k .

Порівнюючи залежності (4.7) і (4.10), встановлено взаємозв'язок між параметрами $V'_{\text{дет}}$ і \bar{p} :

$$V'_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \bar{p}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot V_{\text{інстр}}. \quad (4.11)$$

Швидкість переміщення оброблюваного зразка $V'_{\text{дет}}$ і, відповідно, продуктивність обробки $V'_{\text{дет}} \cdot F$ тим більше, чим більше нормальний тиск \bar{p} , швидкість інструменту $V_{\text{інстр}}$ і менше кут у вершини ріжучого зерна 2γ , який визначає ступінь затуплення зерна та змінюється в межах $80^\circ \dots 180^\circ$. За умови $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ зерно повністю втрачає ріжучу здатність.

Виходячи із залежності (4.11), зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV швидкість $V'_{\text{дет}}$ зменшується. Отже, чим більше HV , тим більше мають бути значення \bar{p} і $V_{\text{інстр}}$ із метою збільшення швидкості $V'_{\text{дет}}$ і продуктивності обробки.

Відповідно до залежності (4.10), збільшення величини \bar{p} призводить до збільшення параметра R_{\max} . Тому для збільшення $V'_{\text{дет}}$ із урахуванням обмеження за параметром R_{\max} слід збільшити параметри $V_{\text{інстр}}$ і \bar{p} , а також поверхневу концентрацію зерен k (щоб компен-

сувати збільшення параметра R_{\max} у зв'язку зі збільшенням \bar{r}). Якщо можливості збільшення k обмежені, то основною умовою збільшення $V'_{\text{дет}}$ під час обробки високотвердих матеріалів є збільшення швидкості інструмента $V_{\text{інстр}}$.

Кут γ однаковою мірою впливає на параметри R_{\max} і $V'_{\text{дет}}$, відповідно до залежностей (4.10) і (4.11). Із метою збільшення $V'_{\text{дет}}$ і продуктивності обробки кут γ необхідно збільшити, а збільшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} , що має місце, слід компенсувати збільшенням поверхневої концентрації зерен k . Оскільки параметр k входить у залежність (4.10), то із його зміною можна домогтися необхідного значення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Як видно, поверхнева концентрація зерен k грає виключно важливу роль в інтенсифікації процесу та забезпеченні необхідної шорсткості обробленої поверхні.

Визначимо умови закріплення ріжучих зерен на робочій поверхні абразивного інструменту. Радіальна складова сили різання P_1 , що діє на окреме зерно інструмента, дорівнює (рис. 4.2,б):

$$P_1 = HV \cdot \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot y^2 \cdot 0,5. \quad (4.12)$$

Приймаючи у першому наближенні $y = R_{\max}$ маємо:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2 \cdot P_1}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}}. \quad (4.13)$$

Виходячи із залежності (4.13), зменшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} передбачає зменшення сили P_1 , що діє на окреме зерно. Отже, процес досягнення більш високої чистоти обробки (менших значень параметра R_{\max}) характеризується меншими навантаженнями, що діють на ріжучі зерна. Це не вимагає міцного утримання зерен на робочій поверхні інструменту. Зерна можуть перебувати у вільному незакріпленому стані.

Закріплення зерен за допомогою зв'язуючого матеріалу призводить до збільшення навантаження P_1 і, відповідно, параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} . Виходячи із цього, можна зробити висновок про те, що забезпечення високої чистоти обробки вимагає застосування обробки вільним абразивом.

Застосування інструментів зі зв'язаним абразивом (шліфувальних кругів, стрічок тощо) у зв'язку зі збільшенням навантажень, що діють на зерна, і глибин впровадження зерен в оброблюваний матеріал передбачає збільшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Із залежності (4.12) можна визначити силу P_1 , що діє на окреме зерно, яку необхідно досягнути для забезпечення заданої шорсткості обробленої поверхні $y = R_{\max}$.

Радіальне зусилля P , із яким оброблюваний зразок притискається до абразивного інструменту, дорівнює:

$$P = P_1 \cdot n_0, \quad (4.14)$$

звідки

$$P_1 = \frac{\bar{p}}{k}, \quad (4.15)$$

де $\bar{p} = P/F$ – нормальний тиск, Н/м².

Виходячи із залежності (4.15), зменшити величину P_1 (для забезпечення більш високої чистоти обробки) можна зменшенням \bar{p} і збільшенням k . Враховуючи те, що зменшення \bar{p} призводить до зменшення $V'_{\text{дет}}$ і продуктивності обробки, відповідно до залежності (4.11), доцільно зменшити P_1 завдяки збільшенню k .

Зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV, виходячи із залежності (4.12), для забезпечення умови $y = R_{\max} = \text{const}$ силу P_1 , що діє на окреме зерно, необхідно збільшити. Із урахуванням залежності (4.15), це передбачає зменшення поверхневої концентрації зерен k , тобто під час обробки більш твердого матеріалу досягти однієї і тієї ж шорсткості оброблюваної поверхні R_{\max} можна завдяки зменшенню поверхневої концентрації зерен k .

Збільшення величини P_1 у зв'язку зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV вимагає застосування в якості вільного абразиву більш міцних марок абразивів (наприклад, надтвердих матеріалів), а також збільшення їх зернистості (більші зерна мають більшу міцність і зносостійкість).

Збільшення величини P_1 у зв'язку зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV вимагає збільшення міцності утримання зерен на робочій поверхні інструменту. Отже, для забезпечення однієї і тієї ж шорсткості оброблюваної поверхні під час обробки виробів із

більш твердих матеріалів допускається використання інструментів зі зв'язаним абразивом.

Розглянемо умови утворення мікронерівностей на оброблюваній поверхні під час обробки інструментом зі зв'язаним абразивом (алмазним кругом).

Поверхнева концентрація зерен k пов'язана із об'ємною концентрацією круга m і зернистістю круга \bar{X} залежністю (4.4).

Після підстановки залежності (4.4) у залежність (4.10) отримано:

$$R_{\max} = 20 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{\bar{p}}{3 \cdot m \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot (1 - \varepsilon)}}. \quad (4.16)$$

Виходячи із залежності (4.16), параметр шорсткості поверхні R_{\max} тим менше, чим менше зернистість круга \bar{X} , нормальний тиск \bar{p} і більше кут у вершини зерна 2γ , об'ємна концентрація круга m , ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки круга $(1 - \varepsilon)$ і твердість оброблюваного матеріалу HV . Найбільше впливають на параметр R_{\max} параметри \bar{X} і γ .

Зменшення параметра R_{\max} зі збільшенням величини $(1 - \varepsilon)$ пов'язане зі збільшенням поверхневої концентрації зерен k , відповідно до залежності (4.4).

Розрахунок параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} за залежністю (4.16) є наближеним, оскільки враховує рівновисотне розташування вершин зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. У різанні приймають участь зерна, що найбільше виступають, із висотою виступання $b > b_0 - R_{\max}$, де b_0 – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, m .

Для того щоб врахувати працюючі зерна, необхідно поверхневу концентрацію k , що визначається залежністю (4.4), помножити на коефіцієнт, рівний R_{\max} / b_0 . Тоді

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2} \cdot \frac{R_{\max}}{b_0}. \quad (4.17)$$

Величина b_0 виражається [63]:

$$b_0 = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}. \quad (4.18)$$

Параметр k_1 із урахуванням залежності (4.18) набуває вигляду:

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot R_{\max}}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (4.19)$$

Підставимо залежність (4.19) до залежності (4.10):

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{400 \cdot \bar{p}}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot HV}}. \quad (4.20)$$

Як і в залежності (4.16), найбільше впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} зернистість круга \bar{X} , тобто зменшити параметр R_{\max} можна, насамперед, завдяки зменшенню зернистості круга \bar{X} .

Залежність (4.20) справедлива під час шліфування за пружною схемою із фіксованим нормальним тиском \bar{p} . Під час шліфування за жорсткою схемою параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} визначається із залежності (4.7), підставляючи до неї замість параметра k параметр k_1 , який визначається залежністю (4.19), тоді

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.21)$$

Найбільше впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} зернистість круга \bar{X} . Об'ємна концентрація m впливає на параметр R_{\max} так само, як і під час шліфування за пружною схемою.

Залежності для розрахунку параметра R_{\max} : (4.16), (4.20), (4.21) справедливі під час шліфування алмазними кругами на міцних металевих зв'язках, коли практично відсутнє "утопання" зерен у зв'язку в процесі різання під дією виникаючих навантажень.

Під час шліфування алмазними кругами на менш міцних зв'язках зерна можуть "утопати" в них. Це приводить до збільшення кількості одночасно працюючих зерен. Щоб врахувати цю закономірність, необхідно поверхневу концентрацію зерен k , що визначається залежністю (4.4), помножити на коефіцієнт, що дорівнює Δ/b_0 . Величина Δ , виходячи із рис. 4.3, визначає глибину вдавлення у зв'язку алмазного круга найбільш виступаючого зерна під дією навантаження, що виникає в процесі шліфування. Менш виступаючі зерна будуть вдавлюватися у зв'язку алмазного круга на меншу глибину, внаслідок чого фактичні висоти виступання всіх працюючих зерен стануть приблизно однаковими.

Із урахуванням сказаного, маємо

$$k_1 = \frac{3 \cdot m \cdot \Delta}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \quad (4.22)$$

Представимо величину $\Delta = z \cdot R_{\max}$ і підставимо параметр k_1 замість параметра k у залежність (4.10):

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt[3]{\frac{400 \cdot \bar{p}}{3 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot z \cdot \text{HV}}} \quad (4.23)$$

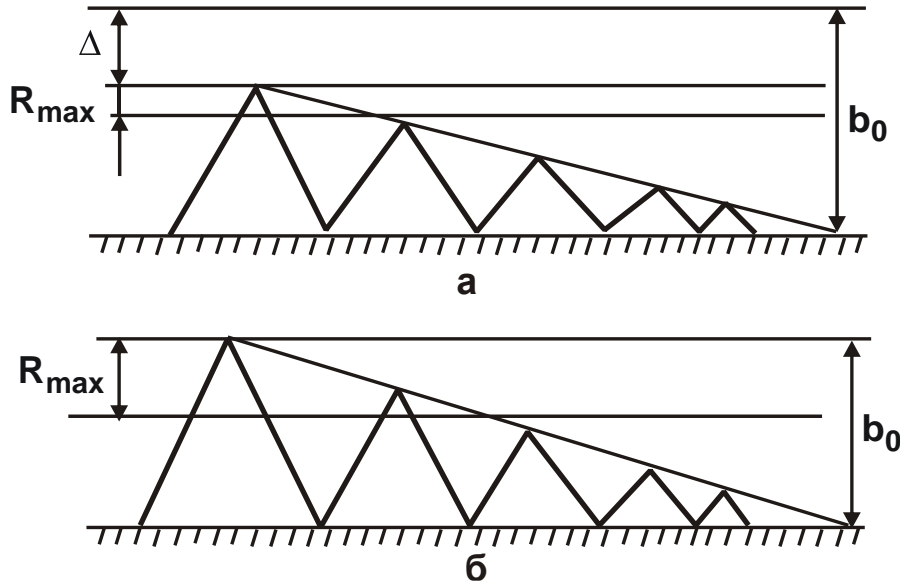


Рисунок 4.3 – Графічне зображення впливу величини Δ на параметр R_{\max} : а – $\Delta > 0$, б – $\Delta = 0$

Залежність (4.23) відрізняється від аналогічної залежності (4.20) тим, що до неї входить множник $z > 1$. Чим більше множник z , тобто чим більше глибина "утопання" зерен у зв'язку алмазного круга внаслідок навантажень, що виникають під час шліфування, тим менше параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} . Отже, застосовуючи більш "м'які" зв'язки алмазного круга, можна зменшити параметр R_{\max} . Крім того, застосування "м'яких" зв'язок алмазного круга дозволяє, завдяки "утопання" зерен у зв'язку круга, перейти від різновисотного до одновисотного закону виступання зерен над рівнем зв'язки круга, що збільшує кількість одночасно працюючих зерен і зменшує параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} .

Під час шліфування за жорсткою схемою ($V'_{\text{дет}} = \text{const}$) залежність (4.21) для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні

R_{\max} , аналогічно залежності (4.23) для шліфування за пружною схемою, набуде вигляду:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot z \cdot m} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інстр}}}}. \quad (4.24)$$

Як видно, чим більше величина z , тим менше параметр R_{\max} за умови незмінного значення $V'_{\text{дет}}$ і, відповідно, продуктивності обробки. Збільшення величини z за умови $R_{\max} = \text{const}$ дозволяє збільшити $V'_{\text{дет}}$ і продуктивність обробки. Отже, застосовуючи алмазні круги на відносно "м'яких" зв'язках, можна, завдяки введенню в контакт із оброблюваним матеріалом більшої кількості зерен, збільшити продуктивність обробки за умови $R_{\max} = \text{const}$. Під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, коли відсутнє "утопання" зерен у зв'язку, коефіцієнт $z = 1$.

Зв'язок між нормальним тиском \bar{p} і швидкістю $V'_{\text{дет}}$ із урахуванням "утопання" зерен у зв'язку круга залишається незмінним та визначається залежністю (4.11).

Після розв'язання залежності (4.11) відносно величини \bar{p} , маємо:

$$\bar{p} = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4} \cdot \frac{V'_{\text{дет}}}{V_{\text{інстр}}}. \quad (4.25)$$

Нормальний тиск \bar{p} (нормальна складова сили різання) тим більше, чим більше твердість оброблюваного матеріалу HV , відношення $V'_{\text{дет}} / V_{\text{інстр}}$ і кут у вершини зерна 2γ . У міру затуплення зерна кут γ може збільшуватися до значення $\gamma \rightarrow 90^\circ$ (до повної втрати ріжучої здатності зерна). Зі збільшенням значення $\gamma \rightarrow 90^\circ$ виконуються умови: $\operatorname{tg} 90^\circ \rightarrow \infty$ і $\bar{p} \rightarrow \infty$. Необмежене збільшення \bar{p} для заданого значення $V'_{\text{дет}}$ приводить до підвищення теплонапруженості процесу, зниження точності і якості обробки. Отже, під час шліфування необхідно керувати ріжучою здатністю круга, видаляти із робочої поверхні зерна, що затупилися, і не допускати перевищення силою різання (нормальним тиском \bar{p}) заданого значення.

Керувати ступенем зношування (затуплення) зерна в процесі шліфування можна двома шляхами. По-перше, шляхом застосовування зв'язок алмазного круга, які забезпечують режим самозагострення

круга (постійного оновлення робочої поверхні круга завдяки випадінню зі зв'язки зношених зерен під дією навантажень, що виникають під час різання). Зв'язка круга повинна утримувати зерно доти, доки навантаження, що діє на нього, не перевищить граничного значення. Чим менше величина лінійного зношування зерна до моменту його випадання зі зв'язки круга (тобто чим менше ступінь затуплення зерна), тим м'якшою повинна бути зв'язка круга. Металева зв'язка забезпечує більш міцне утримання зерна в крузі, тому і величина лінійного зношування зерен під час шліфування таким кругом буде більшою.

Видалити зерно із алмазного круга на металевій зв'язці (через його міцне утримання зв'язкою) складно і круг, як правило, працює в режимі затуплення. Основний шлях підтримання високої ріжучої здатності таких кругів під час шліфування – це застосування ефективних методів їх механічного, електроерозійного або електрохімічного правлення, які дозволяють примусово видаляти із робочої поверхні затуплені зерна.

Розглянемо закономірності зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} під час обробки вільним абразивом (алмазними пастами). Для цього в залежностях (4.7) і (4.10) оцінимо значення параметра k . Як відомо, зі збільшенням зернистості паста відсотковий вміст алмазного порошку в ній збільшується (табл. 4.1).

Таблиця 4.1 – Відсотковий вміст алмазного порошку в пасті

Зернистість паста	Концентрація алмазного порошку, мас %	
	Нормальна	Збільшена
60/40	10	20
40/28	7	14
28/20		
20/14	5	10
14/10		
10/7	3	6
7/5		
5/3	2	4
3/2		
2/1	1	2
1/0		

Це пов'язано із тим, що зі збільшенням зернистості зменшується кількість зерен, які є у 1 караті. Тому, із метою збільшення кількості зерен, відсотковій вміст алмазного порошку в пасті збільшують. Однак, із табл. 4.1 видно, що зі збільшенням зернистості кількість зерен в одиниці об'єму пасти зменшується, оскільки зі збільшенням зернистості від 1/0 до 60/40 (тобто приблизно у 60 разів) концентрація алмазного порошку в пасті збільшується лише в 10 разів.

Із цього можна зробити висновок, що поверхнева концентрація зерен k (під час використання алмазної пасти) збільшується зі збільшенням зернистості. Це призводить до зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} . Встановлена закономірність допускає збільшення зернистості під час обробки матеріалів підвищеної твердості HV (для забезпечення заданого значення параметра R_{\max} , відповідно залежності (4.10), справедливої в умовах обробки за пружною схемою). Для зменшення параметра R_{\max} за умови $\bar{p} = \text{const}$ зернистість необхідно зменшити шляхом збільшення поверхневої концентрації зерен k .

Під час обробки за жорсткою схемою ($V'_{\text{дет}} = \text{const}$), відповідно до залежності (4.7), зернистість необхідно зменшити із метою зменшення параметра R_{\max} .

Встановлені закономірності справедливі і в умовах обробки шліфувальною стрічкою. У даному випадку кількість зерен, розташованих на робочій поверхні, тим більше, чим менше зернистість. Отже, зі зменшенням зернистості збільшується поверхнева концентрація зерен k , відповідно, зменшується параметр шорсткості обробки R_{\max} , виходячи із залежностей (4.7) і (4.10).

Проведений теоретичний аналіз дозволяє сформулювати узагальнено основні умови зменшення параметра R_{\max} і підвищення продуктивності алмазно-абразивної обробки.

За структурною схемою, наведеною на рис. 4.4, зменшити параметр R_{\max} можна двома шляхами: зменшенням радіальної складової сили P_1 , що діє на окреме зерно, і збільшенням кута у вершини зерна $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ ($\gamma \rightarrow 90^\circ$).

Перший шлях можна реалізувати за умови зменшення нормального тиску \bar{p} і збільшення поверхневої концентрації зерен k . Оскільки

зменшення нормального тиску \bar{p} приводить до зменшення $V'_{дет}$ за залежністю (4.11) і, відповідно, продуктивності обробки, то основною умовою зменшення P_1 слід розглядати збільшення поверхневої концентрації зерен k під час обробки вільним абразивом. У даному випадку зерна не закріплені на робочій поверхні інструменту (наприклад, притира) і можуть перекочуватися та забезпечувати мінімально можливі зрізи, тобто здійснювати знімання матеріалу із мінімальними силами різання. Збільшити поверхневу концентрацію зерен можна шляхом зменшення зернистості.



Рисунок 4.4 – Структурна схема умов зменшення параметра шорсткості поверхні R_{max}

Другий шлях зменшення параметра R_{\max} (у результаті збільшення кута γ – відповідно до залежності (4.11)) передбачає зменшення швидкості $V'_{\text{дет}}$ і продуктивності обробки. Для підтримання продуктивності на заданому рівні необхідно суттєво збільшити швидкість інструменту $V_{\text{інстр}}$, а зерна закріпити на його робочій поверхні, оскільки процес різання зернами із великим кутом γ викликає збільшення сили різання.

У цьому випадку зерна попередньо вдавлюють у матеріал притиру або жорстко закріплюють за допомогою зв'язуючого матеріалу (наприклад, гальванічним методом). У результаті одержують інструмент фактично із одновисотним розташуванням вершин зерен. Чим більше поверхнева концентрація зерен k , тим менше параметр R_{\max} .

Прикладом жорсткого закріплення зерен на робочій поверхні є шліфувальний (алмазний) круг. Із урахуванням особливостей його виготовлення зерна виступають над рівнем зв'язки круга на різну висоту. Більш "м'якіші" зв'язки алмазного круга допускають "утопання" в них зерен. У результаті кількість зерен, які одночасно приймають участь у процесі різання, збільшується, що приводить до збільшення безрозмірного коефіцієнта $z > 1$ і зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} відповідно до залежностей (4.23) і (4.24) – під час шліфування за пружною і жорсткою схемами.

Під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках "утопання" зерен практично неможливе і безрозмірний коефіцієнт $z = 1$. Зменшити параметр R_{\max} можна шляхом збільшення кута $\gamma \rightarrow 90^\circ$. Для своєчасного видалення затуплених зерен із робочої поверхні круга необхідно використовувати ефективні методи безперервного правлення. Враховуючи те, що суттєве збільшення кута $\gamma \rightarrow 90^\circ$ приводить до зменшення $V'_{\text{дет}}$ за залежністю (4.11), можливе збільшення \bar{p} , але за одночасним зменшенням зернистості \bar{X} і збільшенням концентрації алмазних зерен m , відповідно, до залежності (4.23).

Під час шліфування за жорсткою схемою зменшити параметр R_{\max} без зменшення продуктивності обробки можна зменшенням зернистості \bar{X} і збільшенням об'ємної концентрації зерен m та швидкості інструмента (алмазного круга), відповідно, до залежності (4.24).

4.2. Кінематичні схеми формування шорсткості поверхні під час шліфування

Під час виготовлення твердосплавних інструментів на операціях шліфування і загострювання використовують достатньо велику кількість кінематичних схем шліфування, які відрізняються кінематичними рухами шліфувального круга і оброблюваного інструменту, геометричною формою оброблюваних поверхонь тощо. Це вимагає знання технологічних можливостей різних кінематичних схем шліфування для того щоб правильно вибирати оптимальні умови обробки, проектувати оптимальні технологічні процеси обробки, забезпечуючи необхідні вимоги щодо якості, точності, продуктивності та економічності обробки.

Відмінними рисами виготовлення твердосплавних інструментів для авіаційного виробництва є підвищені вимоги до шорсткості оброблюваних поверхонь (0,1 мкм). Тому під час розроблення технологічних процесів обробки цих інструментів необхідно знати, насамперед, можливості різних кінематичних схем шліфування із метою забезпечення необхідної шорсткості обробки.

Питання формування шорсткості обробки під час шліфування в науково-технічній літературі описано достатньо повно [4; 64]. Однак, в опублікованих наукових працях немає чіткого поділу кінематичних схем шліфування на групи, які принципово відрізняються характером формування шорсткості поверхні. Тому важливо провести класифікацію кінематичних схем формування шорсткості поверхні під час шліфування та отримати розрахункові залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні. В основу роботи необхідно покласти важливі теоретичні результати, отримані у дослідженнях [63; 85].

Розглянемо випадок шліфування прямолінійного зразка нескінченно малої товщини, розташованого перпендикулярно до напрямку обертання круга із швидкістю $V_{кр}$ (рис. 4.5). Як витікає із рис. 4.5, існують три важливі схеми шліфування зразка. Перша схема заснована на тому, що зразок рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із швидкістю $V'_{дет}$ (в напрямі вісі OZ). Друга схема полягає в тому, що зразок рухається у бік вісі OY із швидкістю $V_{дет}$. За третьою схемою зразок рухається в напрямі вісі OX із швидкістю $S_{позд}$.

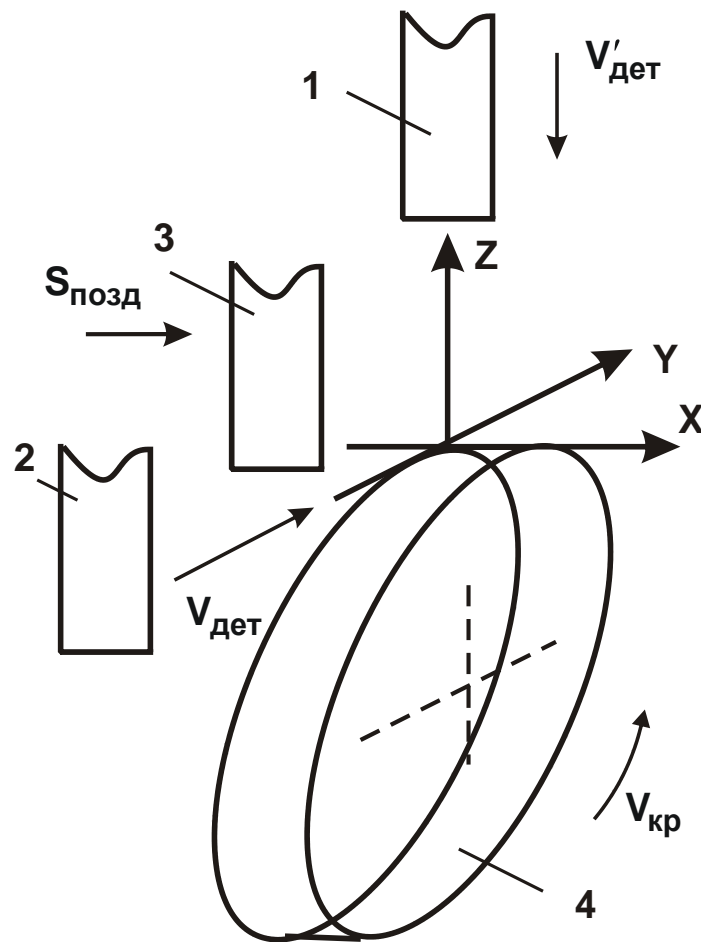


Рисунок 4.5 – Три принципові схеми формування шорсткості поверхні під час шліфування: 1, 2, 3 – положення оброблюваного зразка; 4 – шліфувальний круг

У загальному випадку параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} описується аналітичною залежністю (1.5).

Виходячи із залежності (1.5), різноманіття кінематичних схем шліфування відрізняється часом формування шорсткості поверхні τ . Чим більше час τ , тим менше параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} та ефективніше процес обробки.

Як витікає із рис. 4.5, для першої розглянутої схеми шліфування:

$$\tau = \frac{R_{\max}}{V'_{\text{дет}}} \quad (4.26)$$

Для другої схеми шліфування:

$$\tau = \frac{l}{V_{\text{дет}}}, \quad (4.27)$$

де l – довжина відрізка на крузі АВ (рис. 4.6), що визначає параметр шорсткості обробленої поверхні R_{\max} .

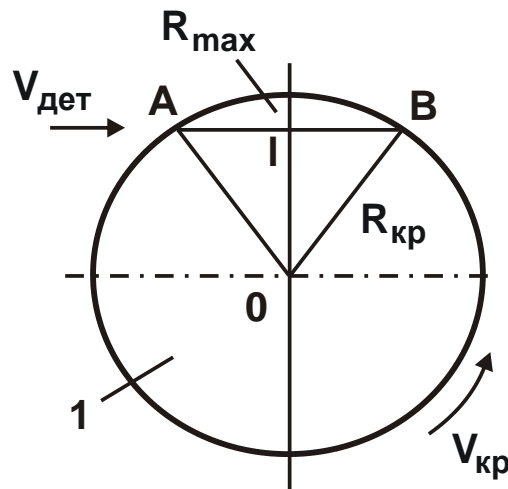


Рисунок 4.6 – Розрахункова схема параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max}

Розрахунок довжини l здійснюється так:

$$R_{\text{кр}} - R_{\max} = \sqrt{R_{\text{кр}}^2 - \left(\frac{l}{2}\right)^2},$$

звідки

$$l = 2 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot R_{\max}}, \quad (4.28)$$

де $R_{\text{кр}}$, $D_{\text{кр}}$ – відповідно, радіус і діаметр круга, м.

Для третьої схеми шліфування:

$$\tau = \frac{B}{S_{\text{позд}}}, \quad (4.29)$$

де B – ширина круга, м.

Із наведених залежностей витікає, що для заданих значень R_{\max} і τ справедливі відношення: $R_{\max} < 2 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot R_{\max}} < B$ і, відповідно, $V'_{\text{дет}} < V_{\text{дет}} < S_{\text{позд}}$. Наприклад, для $R_{\max} = 1$ мкм, $D_{\text{кр}} = 400$ мм, $B = 20$ мм, отримано: $0,001$ мм $< 0,7$ мм < 20 мм і, відповідно, $V'_{\text{дет}} < 7 \cdot 10^2 \cdot V'_{\text{дет}} < 2 \cdot 10^4 \cdot V'_{\text{дет}}$.

Як видно, найбільша швидкість руху оброблюваного зразка досягається під час шліфування за третьою схемою, а найменша – під час

шліфування за першою схемою, що вказує на ефективність застосування третьої схеми.

За однаковим значенням швидкостей $V'_{дет}$, $V_{дет}$, $S_{позд}$ найбільший час τ досягається для третьої схеми, а найменший час для першої схеми. Отже, найменшу шорсткість обробки можна отримати під час шліфування за третьою схемою, а найбільшу – під час шліфування за першою схемою. Підставляючи залежності (4.26) – (4.29) у залежність (4.5), отримано:

$$R_{max_1} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}}; \quad (4.30)$$

$$R_{max_2} = \bar{X} \cdot 5 \sqrt{\left(\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \right)^2 \cdot \frac{\bar{X}}{4 \cdot D_{кр}}}; \quad (4.31)$$

$$R_{max_3} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot S_{позд}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot B}}. \quad (4.32)$$

Розглянуті три важливі схеми визначають все різноманіття кінематичних схем шліфування, які використовують на практиці під час обробки плоских і циліндричних поверхонь деталей. У табл. 4.2 наведено класифікацію даних схем.

Довжина l під час зовнішнього круглого шліфування периферією круга визначається за залежністю, наведеною в роботі [63] та отриманою із розрахункової схеми (рис. 4.7):

$$l = 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}}}, \quad (4.33)$$

де $D_{кр}$, $D_{дет}$ – відповідно, діаметри круга і деталі, м.

За умови $D_{дет} \rightarrow \infty$ обробка здійснюється за схемою плоского шліфування і залежність (4.33) набуває вигляду залежності (4.28). За негативного значення $D_{дет}$ обробка здійснюється за схемою внутрішнього круглого шліфування. Тоді залежність (4.33) набуває вигляду:

$$l = 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\frac{1}{D_{кр}} - \frac{1}{D_{дет}}}}. \quad (4.34)$$

Таблиця 4.2 – Кінематичні схеми шліфування

Схема 1	Шліфування плоских поверхонь торцем або периферією круга із безперервною радіальною подачею $V'_{дет}$.
Схема 2	<ol style="list-style-type: none"> Шліфування периферією круга: <ul style="list-style-type: none"> – плоске шліфування, – кругле зовнішнє та внутрішнє урізне шліфування, – кругле зовнішнє та внутрішнє поздовжнє шліфування, – вишліфування пазів і канавок. Шліфування торцем круга: <ul style="list-style-type: none"> – кругле зовнішнє шліфування за умови асиметричного розташування круга відносно діаметра деталі.
Схема 3	<ol style="list-style-type: none"> Шліфування плоских (широких та вузьких) оброблюваних поверхонь торцем круга із поздовжньою подачею $S_{позд}$ на верстатах із прямокутним столом. Шліфування плоских поверхонь торцем круга на верстатах із столом, що обертається. Кругле зовнішнє урізне та поздовжнє шліфування торцем круга за умови його асиметричного розташування відносно діаметра деталі. Кругле зовнішнє та внутрішнє поздовжнє шліфування периферією круга із великою поздовжньою подачею (осциляцією круга).

У цьому разі знаменник залежності (4.34) зменшується, а довжина l збільшується. Отже, найбільшу довжину l досягають під час круглого внутрішнього шліфування, а найменшу – під час зовнішнього круглого шліфування. Плоске шліфування займає проміжне положення.

Параметр шорсткості обробленої поверхні R_{max} із урахуванням залежностей (4.5), (4.27) і (4.33) описується:

$$R_{max_2} = \bar{X} \cdot 5 \sqrt{\left(\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \right)^2 \cdot \frac{\bar{X}}{4} \cdot \left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}} \right)}. \quad (4.35)$$

Як витікає із отриманої залежності (4.35), за одних і тих же умов обробки параметр обробленої поверхні R_{max} буде більше під час круглого зовнішнього шліфування і менше під час плоского і внутрішнього шліфування.

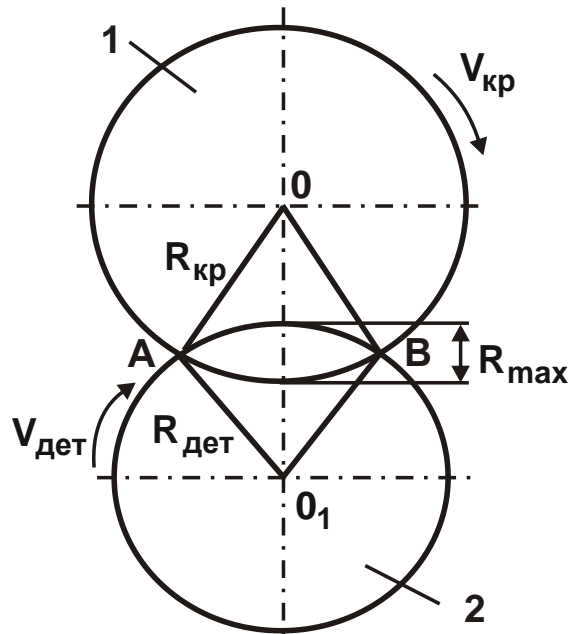


Рисунок 4.7 – Розрахункова схема круглого зовнішнього шліфування:
1 – круг; 2 – деталь

Під час зовнішнього круглого шліфування торцем круга (за його симетричного положення відносно діаметра оброблюваної деталі) справедлива умова: $D_{кр} \rightarrow \infty$.

Тоді залежність (4.33) набуде вигляду:

$$l = 2 \cdot \sqrt{D_{дет} \cdot R_{max}} \quad (4.36)$$

У даному випадку довжина l менше, ніж під час зовнішнього круглого шліфування периферією круга. Відповідно, менше і параметр шорсткості обробленої поверхні R_{max} .

Скористаємося аналітичною залежністю (4.5) для визначення максимальної товщини зрізу $a_{z_{max}}$ окремим зерном під час шліфування за розглянутими вище 3-ма принциповими схемами.

Як видно, під час шліфування за першою схемою (оброблюваний зразок рухається із швидкістю $V'_{дет}$ вздовж осі OZ, рис. 4.5) максимальна товщина зрізу $a_{z_{max}}$ дорівнює параметру R_{max} , тобто $a_{z_{max}} = R_{max}$. Тоді, із урахуванням залежності (4.5), маємо:

$$a_{z_{max}} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}} \quad (4.37)$$

Під час шліфування за другою схемою максимальну товщину зрізу $a_{z_{\max}}$ можна визначити із розрахункової схеми, яку для зручності аналізу представлено у вигляді, показаному на рис. 4.8. За суттю, дійшли схеми плоского шліфування із глибиною шліфування t та швидкістю деталі $V_{\text{дет}}$. Максимальна товщина зрізу $a_{z_{\max}}$ дорівнює:

$$a_{z_{\max}} = \tau \cdot V'_{\text{дет}}, \quad (4.38)$$

де τ – час, за який оброблюваний матеріал переміститься вглиб робочої поверхні круга (за нормаллю) на величину $a_{z_{\max}}$;

$V'_{\text{дет}}$ – швидкість переміщення оброблюваного матеріалу за нормаллю до робочої поверхні круга.

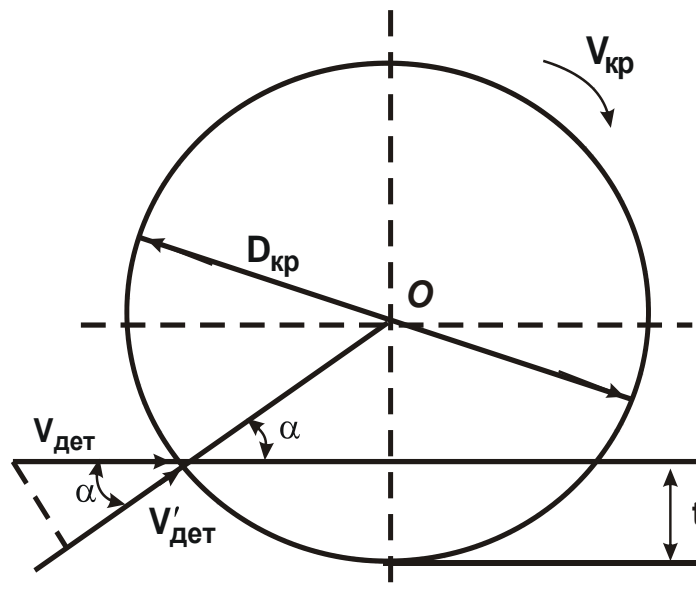


Рисунок 4.8 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування

Між швидкостями $V'_{\text{дет}}$ і $V_{\text{дет}}$ існує зв'язок:

$$V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha, \quad (4.39)$$

де α – кут між векторами швидкостей $V'_{\text{дет}}$ і $V_{\text{дет}}$.

Кут α визначимо із розрахункової схеми, показаної на рис. 4.8:

$$\cos \alpha = 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}. \quad (4.40)$$

Тоді час τ виразиться:

$$\tau = \frac{a_{z_{\max}}}{2 \cdot V_{\text{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t}}. \quad (4.41)$$

Параметр $a_{z_{\max}}$ визначається аналогічно параметру шорсткості поверхні R_{\max} , що описується залежністю (4.5). За умови $a_{z_{\max}} = R_{\max}$, залежність (4.5) із урахуванням (4.41) виразиться:

$$a_{z_{\max}} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{200 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} . \quad (4.42)$$

На відміну від залежності (4.31), в залежність (4.42) входить глибина шліфування t . Із її збільшенням максимальна товщина зрізу $a_{z_{\max}}$ збільшується.

Відношення $a_{z_{\max}} / R_{\max}$ визначається відношенням $t / a_{z_{\max}}$:

$$\frac{a_{z_{\max}}}{R_{\max}} = 1,8 \cdot 5 \sqrt{\frac{t}{a_{z_{\max}}}} . \quad (4.43)$$

Оскільки $t / a_{z_{\max}} > 1$, то під час шліфування за другою схемою справедлива умова $a_{z_{\max}} / R_{\max} > 1$ (під час шліфування за першою схемою $a_{z_{\max}} = R_{\max}$). Отже, під час шліфування за другою схемою за заданому значенні $a_{z_{\max}}$ можна досягти зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} , що указує на ефективність її застосування.

Після перетворення залежності (4.43) маємо:

$$R_{\max} = \frac{a_{z_{\max}}}{1,8} \cdot 5 \sqrt{\frac{a_{z_{\max}}}{t}} . \quad (4.44)$$

Як видно, зі збільшенням максимальної товщини зрізу $a_{z_{\max}}$ параметр R_{\max} збільшується більш ніж за лінійною залежністю.

Із залежності (4.44) витікає важливий практичний висновок: за умови $a_{z_{\max}} = \text{const}$ домогтися зменшення параметра R_{\max} можна збільшенням глибини шліфування t , тобто застосуванням глибинного шліфування. Це узгоджується із відомими експериментальними даними [63; 85].

Під час плоского шліфування торцем круга товщина зрізу змінюється згідно із законом зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_{\max} . На початку обробки параметр $a_{z_{\max}}$ приймає найбільше значення, рівне $a_{z_{\max 1}}$, а на завершенні обробки – найменше значення $a_{z_{\max 2}} = R_{\max}$. Отже, $a_{z_{\max 1}} > R_{\max}$. Чим більше відмінність значень

$a_{z_{\max 1}}$ і R_{\max} , тим вище ефективність шліфування. Основним чинником підвищення ефективності обробки є збільшення ширини робочої частини круга B .

Таким чином, розкрито закономірності формування шорсткості обробленої поверхні для різних кінематичних схем шліфування.

4.3. Умови високоякісного шліфування твердосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках

Під час обробки твердосплавних виробів широко використовують алмазне шліфування. Однак, за продуктивністю цей вид обробки не завжди перевищує продуктивність звичайного абразивного шліфування за умови забезпечення високоякісної обробки. Тому важливо провести теоретичні та експериментальні дослідження умов підвищення продуктивності обробки Q і зменшення параметра шорсткості поверхні R_a під час зовнішнього круглого шліфування на основі отриманої аналітичної залежності [63]:

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{m \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot t}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \frac{(1 + \eta)}{(1 - \eta)^2} \cdot \left(\frac{R_a}{2}\right)^{2,5}, \quad (4.45)$$

де B – ширина круга, м;

$V_{\text{кр}}$, $V_{\text{дет}}$ – відповідно, швидкості круга і деталі, м/с;

t – глибина шліфування, м;

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

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

m – об'ємна концентрація зерен круга;

\bar{X} – зернистість круга, м;

$\eta = \frac{x}{H} = \frac{x}{x + H_{\max}}$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь

затуплення зерен круга і змінюється в межах $0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ – для гострих зерен, $\eta \rightarrow 1$ – для затуплених зерен);

H – умовна максимальна глибина впровадження зерен в оброблюваний матеріал, відраховується від вершини вихідного незношеного максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна, м;

x – величина лінійного зношування максимально виступаючого над зв'язкою зерна, м;

H_{\max} – максимальна (наведена) товщина зрізу, м;

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)}}. \quad (4.46)$$

Виходячи із залежності (4.45), найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η . Із його збільшенням $\eta \rightarrow 1$ продуктивність обробки необмежено збільшується. Виконати умову $\eta \rightarrow 1$ можна шляхом суттєвого збільшення величини $x \rightarrow H$ (або $H_{\max} \rightarrow 0$), штучно створюючи на вершинах зерен значні майданчики зношування та забезпечуючи при цьому процес різання (знімання матеріалу).

Як відомо, створити значні майданчики зношування на вершинах зерен алмазних кругів на відносно м'яких зв'язках (органічних, керамічних) неможливо унаслідок низької міцності утримання зерен у зв'язці. Їх можна створити на вершинах зерен алмазних кругів на металевих зв'язках, попередньо забезпечивши збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки круга завдяки застосуванню ефективних методів електроерозійного або електрохімічного правлення.

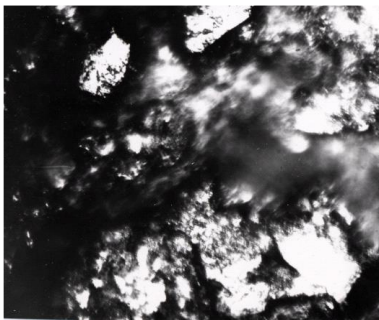
Для руйнування виступаючої над рівнем зв'язки частини алмазного зерна і утворення майданчика зношування можна використати метод шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці виробу із надтвердого матеріалу, наприклад, алмазного олівця, пластини із полікристалічного синтетичного надтвердого матеріалу тощо [51].

Попередньо алмазний круг на металевій зв'язці 1А1 300×20×5 АС6 100/80 М1-01 4 піддавали електроерозійному правленню із метою усунення його биття та якісного розтину алмазовмісного шару (забезпечення збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки) алмазного круга. Потім здійснювали шліфування за жорсткою схемою алмазним кругом алмазного олівця, який закріплювали у спеціально призначеному пристрої на круглошліфувальному верстаті. Глибина шліфування становила 0,02 мм, здійснювали декілька поздовжніх ходів стола верстата.

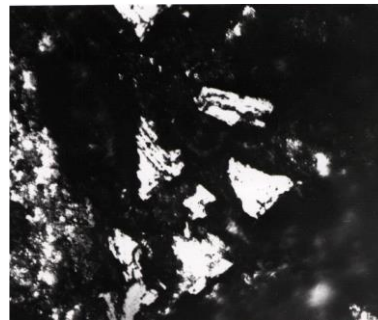
Підготовлений у такий спосіб алмазний круг на металевій зв'язці випробували на операції зовнішнього круглого шліфування твердосплавних виробів. У результаті встановлено, що параметр шорсткості поверхні дорівнює $R_a = 0,1$ мкм, тоді як після шліфування знов заправ-

леним (електроерозійним методом) цим же алмазним кругом параметр шорсткості поверхні становив $R_a = 2$ мкм. Підготовчий період обробки алмазним кругом протягом 30 хв дозволив зменшити параметр шорсткості поверхні лише до рівня $R_a = 1$ мкм. Таким чином, шліфування спеціально підготовленим до роботи алмазним кругом на металевій зв'язці дозволило суттєво зменшити шорсткість поверхні за достатньо високої продуктивності обробки (глибина шліфування $t = 0,02 \dots 0,05$ мм) протягом тривалого періоду шліфування (30 хв і більше).

Порівняння розрахункових та експериментальних значень розмірів майданчиків зношування на вершинах зерен показало, що їхня розбіжність складає всього 10 %. Максимальний діаметр майданчика зношування на зерні дорівнює 30 ... 40 мкм (рис. 4.9, а, б), тобто дорівнює приблизно третій частині розміру зерна. На рис. 4.10, а, б показано фотографії робочої поверхні алмазного олівця (із хаотичним розташуванням зерен) після його шліфування алмазним кругом.



а



б

Рисунок 4.9 – Робоча поверхня алмазного круга 1А1 300×20×5 АС6 100/80 М1-01 4 (світлі ділянки на фотографіях – алмазні зерна)



а



б

Рисунок 4.10 – Робоча поверхня алмазного правлячого олівця (темні ділянки на фотографії (а) алмазні зерна; на фотографії (б) показано алмазне зерно у збільшеному масштабі)

На основі отриманих результатів досліджень розроблено ефективний технологічний процес остаточної обробки шліфуванням циліндричних твердосплавних виробів, що включає попереднє електроерозійне правлення та спеціальну технологію підготовки алмазного круга на металевій зв'язці до роботи (створення майданчиків зношування на вершинах алмазних зерен). Встановлено, що процес шліфування забезпечує підвищення продуктивності та зменшення технологічної собівартості обробки за умови виконання високих вимог щодо якості обробки (параметр шорсткості поверхні $R_a = 0,1$ мкм) на операції зовнішнього круглого поздовжнього шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці. Це дозволяє у ряді випадків виключити подальшу трудомістку операцію доведення вільним абразивом (алмазною пастою) із технологічного процесу, а в ряді випадків зменшити її трудомісткість, що загалом у кілька разів підвищує продуктивність технологічного процесу обробки. Розроблений технологічний процес шліфування із високою ефективністю було впроваджено на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" під час остаточної обробки твердосплавних виробів.

4.4. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час абразивного полірування

Зменшення трудомісткості та собівартості виготовлення деталей і машин, а також підвищення їх якості є найважливішим завданням. Численними дослідженнями встановлено, що визначальну роль у забезпеченні їх експлуатаційних характеристик відіграє стан поверхневого шару, який остаточно формується на фінішних операціях. Особливо це стосується металовиробів, які працюють в умовах світлової дії і втрачають свої експлуатаційні характеристики внаслідок появи температурних деформацій. Як показує практика, створення на цих металовиробах оптичних поверхонь дозволяє зменшити температуру їх нагріву, температурні деформації і, відповідно, підвищити експлуатаційні характеристики. Одним з ефективних рішень у цьому напрямі є створення світловідбивних поверхонь металовиробу шляхом зменшення їх шорсткості в процесі механічної та фізико-технічної обробки. Найбільшого ефекту досягають у процесі абразивного полірування. Однак нині

недостатньо вивчені питання, пов'язані із можливістю суттєвого зменшення шорсткості поверхні під час абразивного полірування для забезпечення необхідних оптичних властивостей металовиробу. Тому актуальним завданням є визначення раціональних умов абразивного полірування, що забезпечують високі показники шорсткості обробленої поверхні.

Як відомо, найбільш ефективною схемою абразивної обробки (шліфування), що забезпечує найменші значення параметрів R_a і R_{max} , є схема виходжування, здійснювана без поперечної подачі під дією лише пружно-відновлювальної сили. Швидкість знімання металу в цьому випадку із часом обробки безупинно зменшується та зменшуються параметри R_a і R_{max} . Слід зазначити, що наведені раніше залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні отримані для схеми виходжування.

Процес абразивного полірування призначений для зменшення параметрів шорсткості R_a і R_{max} шляхом знімання металу в межах висоти мікронерівностей вихідної оброблюваної поверхні. Ефект обробки досягається завдяки переходу від жорсткої схеми обробки (із фіксованою поперечною подачею) до пружної схеми (із фіксованим радіальним зусиллям), оскільки у зв'язку зі зменшенням висоти мікронерівностей фактичної площі контакту зерен із оброблюваним металом відбувається зменшення питомого тиску P у часі (рис. 4.11), а це призводить до зменшення швидкості знімання металу і шорсткості обробленої поверхні. У результаті фактично реалізується схема виходжування, що забезпечує суттєве зменшення шорсткості поверхні.

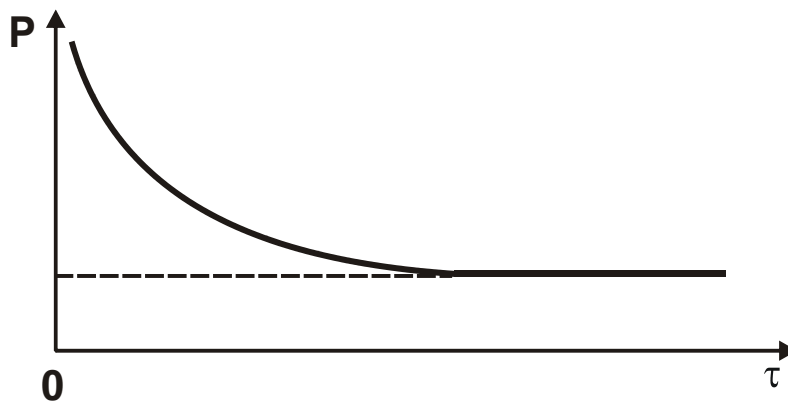


Рисунок 4.11 – Залежність питомого тиску P від часу обробки τ

Після знімання мікронерівностей на поверхні відбувається обробка суцільного шару металу із постійним питомим тиском. У цьому випадку швидкість знімання металу і шорсткість поверхні залишаються постійними в часі. Домогтися суттєвого зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} у цих умовах достатньо складно.

Відповідно до залежності (4.1), яку перетворено до вигляду

$$R_{max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (4.47),$$

чим більше зерен приймає участь у процесі формування шорсткості поверхні, тим менше параметр шорсткості поверхні R_{max} , що пов'язане зі зменшенням товщин зрізів окремими зернами. Однак процес різання (стружкоутворення), як відомо, може здійснюватися зі значеннями товщин зрізів, що перевищують граничні значення. У протилежному випадку має місце лише процес пружно-пластичного деформування оброблюваного металу без утворення стружки. Даний процес небажаний із погляду знімання металу, однак він ефективний в умовах згладжування мікронерівностей вихідної поверхні із метою зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} . Тому в початковий момент обробки абразивним поліруванням, коли необхідно видалити основну частину мікронерівностей із поверхні, слід забезпечити процес різання (стружкоутворення – на рис. 4.11 він умовно показаний пунктирною лінією), а на заключному етапі обробки – процес пружно-пластичного деформування оброблюваного металу. Для цього необхідно правильно вибрати радіальне зусилля в зоні обробки, щоб на кінцевому етапі видалення мікронерівностей вихідної поверхні був реалізований процес пружно-пластичного деформування оброблюваного металу.

Іншими словами, залежність (4.47) справедлива для процесу абразивного полірування із позиції кінематики взаємодії абразивних зерен із оброблюваним матеріалом. Якщо ж розглядати процес абразивного полірування із позиції різання та стружкоутворення, то, очевидно, можна зменшити параметр шорсткості поверхні R_{max} лише до певного значення, обумовленого граничною товщиною зрізу, коли процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу без утворення стружки. У результаті оброблюваний матеріал не буде видалятися, а буде лише перерозподілятися в межах зони обробки, що не призведе до зменшення параметра шорсткості поверхні

R_{\max} . Тобто існує граничне значення R_{\max} , обумовлене існуванням граничної товщини зрізу.

У теорії абразивної обробки склалося достатньо однозначне уявлення щодо закономірностей зміни граничної товщини зрізу a_z під час мікрорізання одиничним зерном. Установлено, що товщина зрізу a_z залежить, головним чином, від радіуса округлення ріжучої кромки зерна ρ . Так, за експериментальними даними професора Богомолова М. І. [3; 48] граничне значення відношення a_z/ρ змінюється в діапазоні 0,04 ... 0,08, а за даними професора Крагельського І. В. [48] – у діапазоні 0,14 ... 0,17. Розглядаючи в першому наближенні $a_z \approx R_{\max}$, можна прийняти, що значення R_{\max} будуть змінюватися в межах $(0,04 \dots 0,17) \cdot \rho$. Якщо прийняти $\rho = R$, то найбільші значення R_{\max} будуть визначатися за залежністю $R_{\max} = 0,17 \cdot R$ або

$$R_{\max} = 0,085 \cdot D, \quad (4.48)$$

де R, D – радіус і діаметр абразивного зерна, мкм.

У табл. 4.3 наведено розраховані за залежністю (4.48) значення параметрів шорсткості поверхні R_{\max} і $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$.

Для порівняння в табл. 4.4 наведено розраховані за залежністю

$$R_{\max} = 0,04 \cdot R = 0,02 \cdot D \quad (4.49)$$

значення параметрів шорсткості поверхні R_{\max} і $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$, які визначають найменшу (мінімально можливу) шорсткість поверхні.

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення параметрів R_{\max}

$$\text{і } R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$$

D, мкм	10	5	1	0,5	0,2	0,1
R_{\max} , мкм	0,85	0,425	0,085	0,043	0,017	0,0085
R_a , мкм	0,21	0,1	0,021	0,01	0,004	0,002

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення параметрів R_{\max}

$$\text{і } R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$$

D, мкм	10	5	1	0,5	0,2	0,1
R_{\max} , мкм	0,2	0,1	0,02	0,01	0,004	0,002
R_a , мкм	0,05	0,025	0,005	0,0025	0,001	0,0005

Як видно, відмінність значень параметрів шорсткості поверхні, наведених у табл. 4.3, табл. 4.4 і на рис. 4.12, становить приблизно чотири рази, що є достатнім для розроблення науково обґрунтованих практичних рекомендацій. У зв'язку із цим виникає необхідність теоретичного аналізу відношення a_z/R , покладеного в основу розрахунку параметрів шорсткості поверхні. Для цього слід скористатися залежністю Зворикіна К. О. для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу під час різання лезовим інструментом (рис. 4.13):

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (4.50)$$

де γ – позитивний передній кут ріжучого інструменту (різця);

ψ – умовний кут тертя стружки, що сходиться із передньої поверхні інструмента ($\text{tg}\psi = f$ – коефіцієнт тертя).

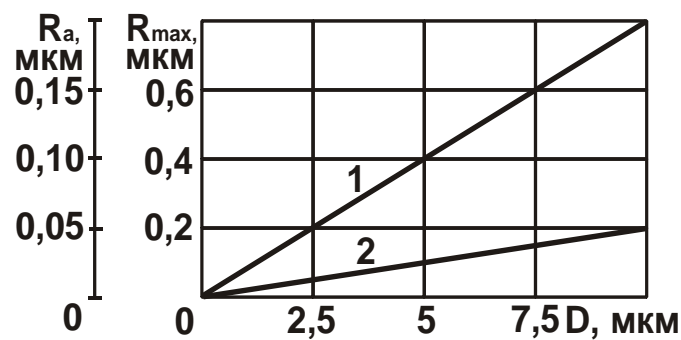


Рисунок 4.12 – Залежність R_{\max} від D : 1 – розрахунок за залежністю (4.48); 2 – розрахунок за залежністю (4.49)

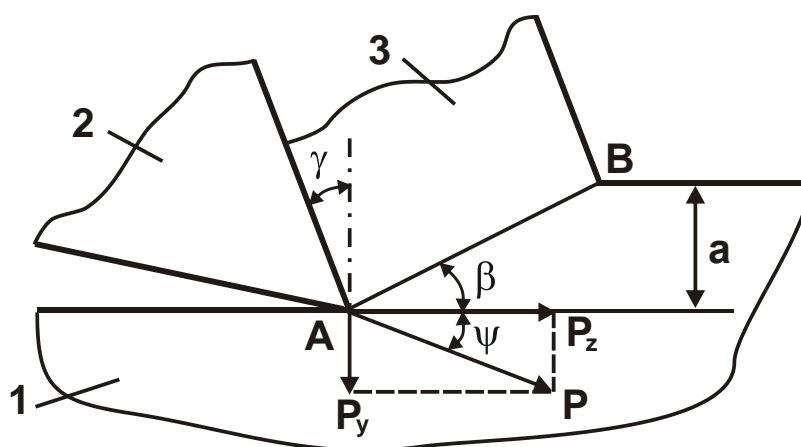


Рисунок 4.13 – Розрахункова схема параметрів процесу різання:
1 – оброблюваний матеріал; 2 – різець; 3 – стружка

У фізичному аспекті процес різання (стружкоутворення) здійснений із позитивним кутом $\beta > 0$. За умови $\beta = 0$ процес різання (стружкоутворення) нездійснений, оскільки відсутній зсув оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву OA (рис. 4.13). У цьому випадку має місце лише процес пружного та пластичного деформування матеріалу без утворення стружки. Отже, виходячи із залежності (4.50), умовою здійснення процесу різання є виконання нерівності

$$\psi - \gamma > 90^\circ. \quad (4.51)$$

В умовах різання лезовим інструментом кут γ відносно невеликий (позитивний або негативний) і, як правило, менше кута ψ . Тому в цьому випадку в широких діапазонах зміни кутів γ і ψ здійснений процес різання, оскільки різниця кутів $(\psi - \gamma)$ є, по-перше, позитивною величиною, а по-друге, відносно невеликою величиною, значно меншою 90° .

В умовах абразивної обробки умовний передній кут ріжучого зерна є негативним (рис. 4.14), тоді залежність (4.51) набуває вигляду:

$$\psi + \gamma > 90^\circ. \quad (4.52)$$

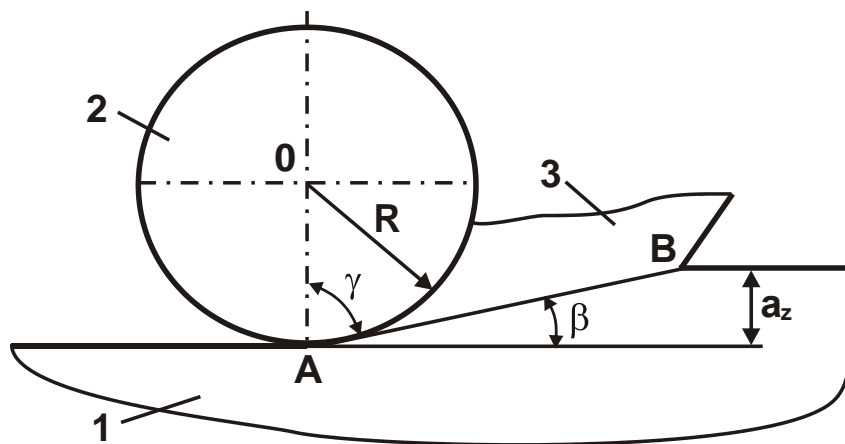


Рисунок 4.14 – Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – різець; 3 – стружка

Кут γ може приймати значення, близькі до 90° . У цьому випадку сума кутів $(\psi + \gamma)$, очевидно, буде більшою 90° і процес різання (стружкоутворення) нездійснений. Отже, для нормального протікання процесу різання необхідно зменшити кути γ і ψ завдяки уникненню значного зношування та затуплення ріжучих зерен, а також зменшенню інтен-

сивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом в зоні шліфування шляхом застосування абразивних матеріалів, що характеризуються відносно низьким коефіцієнтом тертя (алмаз, кубічний нітрид бору та інші синтетичні надтверді матеріали).

Граничне значення кута γ , коли процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу, визначається за умови $\psi + \gamma = 90^\circ$, тобто

$$\operatorname{tg}(\psi + \gamma) \rightarrow \infty. \quad (4.53)$$

Із урахуванням відомого тригонометричного відношення

$$\operatorname{tg}(\psi + \gamma) = \frac{\operatorname{tg}\psi + \operatorname{tg}\gamma}{1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma} \quad (4.54)$$

умова (4.53) набуде вигляду:

$$\frac{\operatorname{tg}\psi + \operatorname{tg}\gamma}{1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma} \rightarrow \infty. \quad (4.55)$$

Дана умова виконується у випадку, якщо знаменник дорівнює нулю, тобто

$$(1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma) = 0. \quad (4.56)$$

Важливо виразити кут γ (під час мікрорізання одиничним абразивним зерном) через відношення a_z/R . Для цього слід розглянути розрахункову схему (рис. 4.15,а), у якій ріжуче зерно має форму сфери із радіусом R .

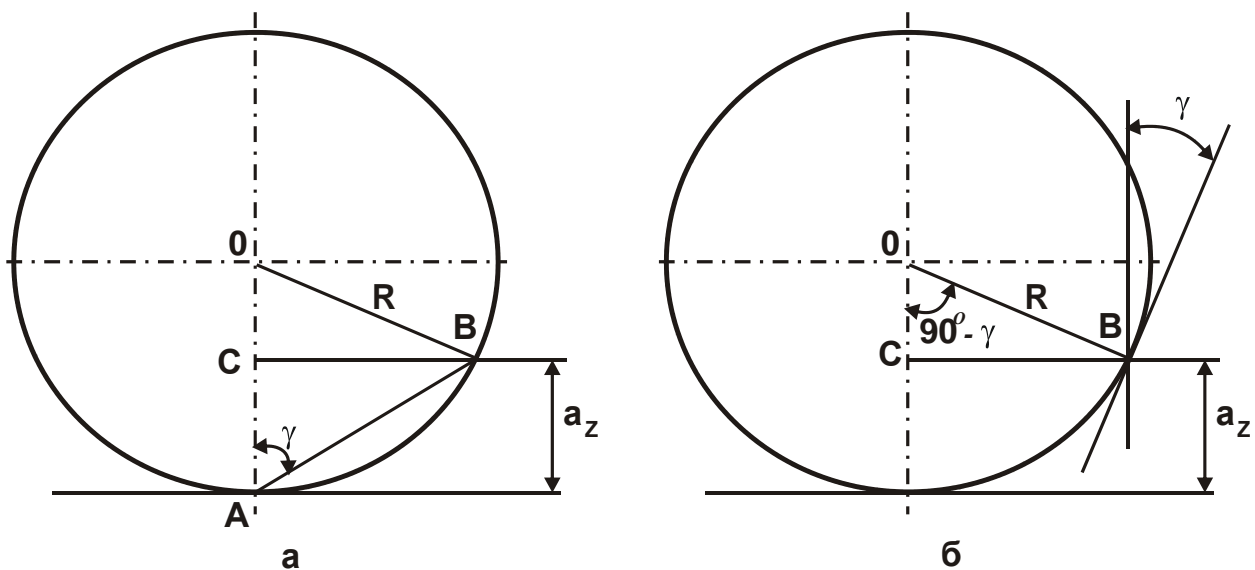


Рисунок 4.15 – Розрахункові схеми кута γ

Припускаючи, що кут γ визначається довжиною дуги контакту ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом АВ, із трикутника $\triangle ABC$ витікає:

$$\operatorname{tg}\gamma = \frac{BC}{AC} = \frac{\sqrt{R^2 - (R - a_z)^2}}{a_z} \approx \sqrt{\frac{2R}{a_z}}. \quad (4.57)$$

Після підставлення залежності (4.57) у рівняння (4.56) із урахуванням виразу $\operatorname{tg}\psi = f$ отримано:

$$\frac{a_z}{R} = 2 \cdot f^2. \quad (4.59)$$

Таким чином встановлено, що відношення a_z/R цілком однозначно визначається коефіцієнтом тертя f абразивного зерна із оброблюваним матеріалом: чим більше f , тим більше відношення a_z/R . У табл. 4.5 наведено розраховані за залежністю (4.59) значення відношення a_z/R .

Таблиця 4.5 – Розрахункові значення відношення a_z/R

f	0,1	0,15	0,2	0,3	0,4
a_z/R	0,02	0,045	0,08	0,18	0,32

Як видно, зі зміною коефіцієнта тертя f у межах 0,15 ... 0,3 відношення a_z/R приймає значення 0,045 ... 0,18, що приблизно відповідає граничним значенням a_z/R , розглянутим раніше на основі експериментальних даних професорів Богомолова М. І. та Крагельського І. В. Коефіцієнт тертя f абразивних зерен із оброблюваними матеріалами (сталями) змінюється, як правило, у діапазоні 0,15 ... 0,3. Це указує на вірогідність запропонованої розрахункової схеми. Отже, розкид значень $a_z/R = 0,04 \dots 0,17$ обумовлено зміною коефіцієнта тертя f у межах 0,15 ... 0,3, що припустимо для експериментальних досліджень.

Необхідно зазначити, що можлива й інша розрахункова схема визначення кута γ (рис. 4.15,б). Тут кут γ укладений між вертикальною віссю та лінією, проведеною на дотичній до окружності зерна в точці В. Виходячи із трикутника $\triangle BOC$, отримано:

$$\operatorname{ctg}(90^\circ - \gamma) = \frac{R - a_z}{\sqrt{R^2 - (R - a_z)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a_z}}. \quad (4.60)$$

Оскільки $\operatorname{ctg}(90^\circ - \gamma) = \operatorname{tg} \gamma$, то:

$$\operatorname{tg} \gamma = \sqrt{\frac{R}{2a_z}}. \quad (4.61)$$

Після підстановки залежності (4.61) у рівняння (4.57) із урахуванням виразу $\operatorname{tg} \psi = f$ отримано:

$$\frac{a_z}{R} = 0,5 \cdot f^2. \quad (4.62)$$

Ця залежність аналогічна залежності (4.59), однак із меншим числовим множником, рівним 0,5. Отже, значення a_z/R , які отримано на основі залежності (4.62) і наведено в табл. 4.6, у 4 рази менше значень, розрахованих за залежністю (4.59) і наведених у табл. 4.5.

Таблиця 4.6 – Розрахункові значення відношення a_z/R

f	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
a_z/R	0,02	0,045	0,08	0,125	0,18

Значення $a_z/R = 0,045 \dots 0,18$ досягаються зі зміною коефіцієнта тертя f у межах 0,3 ... 0,6. Вони реалізуються під час мікрорізання сталей абразивним зерном. Тому й залежність (4.62) можна використати для аналізу процесу мікрорізання одиничним зерном. Однак остаточно ухвалити рішення відносно того, яка із двох наведених залежностей – (4.59) або (4.62) – найбільш об'єктивно відображує фізичну сутність процесу мікрорізання одиничним зерном, можна лише на основі проведення експериментальних досліджень. Для цього на рис. 4.16 наведено розраховані за залежностями (4.59) і (4.62) значення a_z/R .

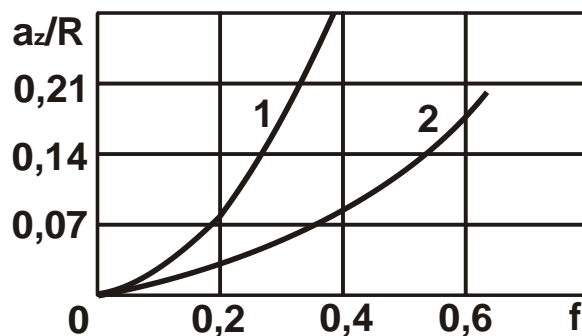


Рисунок 4.16 – Залежність відношення a_z/R від f : 1 – розрахунок за залежністю (4.59); 2 – розрахунок за залежністю (4.62)

Наведені значення відношення a_z/R дають наочне графічне уявлення щодо характеру зміни відношення a_z/R від коефіцієнта тертя f для двох вищерозглянутих розрахункових схем кута γ (рис. 4.15).

4.5. Технологічне забезпечення параметрів якості оброблюваних поверхонь деталей із оптичними характеристиками

Ефективним напрямом підвищення відбивної та зниження поглинальної здібностей поверхонь деталей із оптичними характеристиками є зменшення шорсткості поверхонь завдяки застосуванню прогресивного методу абразивної обробки – абразивного полірування [48; 121]. До групи деталей, для яких дуже важливе технологічне забезпечення високої відбивної (малої поглинаючої) здатності, відносяться дзеркала лазерних установок. Ці дзеркала виготовляють із міді та її сплавів, молибдену, берилієвих та інших сплавів. Дзеркала можуть бути плоскими, сферичними, увігнутими та досягати розмірів 1000 мм і більше. У роботі [101] експериментально встановлено вплив різних методів механічної та фізико-технічної обробки на формування параметрів шорсткості, фізико-хімічного стану та оптичних характеристик оброблюваних поверхонь, показано тісний зв'язок між цими параметрами. Доведено ефективність застосування абразивного полірування, що забезпечує утворення нерівностей на оброблюваних поверхнях менше 1 мкм та відкриває широкі перспективи створення оптичних поверхонь деталей із високою відбивною (малою поглинальною) здатністю. Тому актуальним є завдання технологічного забезпечення параметрів якості (шорсткості та фізико-хімічного стану) поверхонь деталей під час абразивного полірування із метою покращення їх оптичних характеристик.

На характер формування поверхневого шару оброблених деталей у процесі полірування суттєво впливає розмір абразивних зерен. Зменшення значень висотних параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} відбувається зі зменшенням зернистості абразиву (рис. 4.17 [48]).

Як витікає із рис. 4.17,б, інтенсивність зміни параметра R_{max} не відповідає інтенсивності зміни параметра R_a . Зі зменшенням зернистості абразиву параметр R_{max} приймає більші значення щодо R_a .

У той же час збільшення зернистості абразиву для однієї і тієї ж вихідної поверхні (до обробки) призводить до збільшення відношення R_a / R_{max} (після обробки).

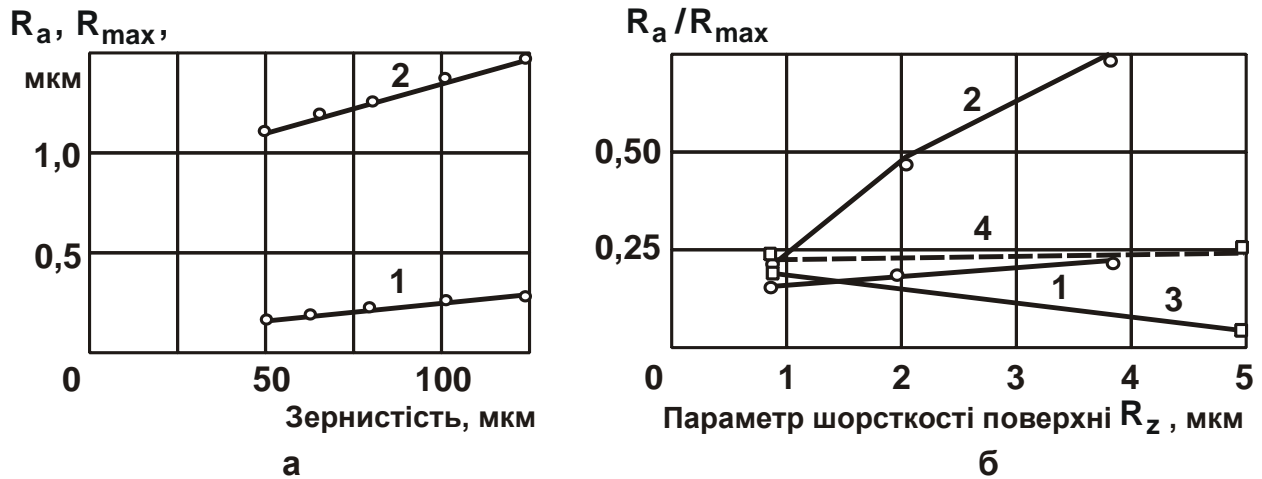


Рисунок 4.17 – Вплив зернистості абразиву на параметри R_a (1) і R_{max} (2) під час полірування зразка із сталі 30ХГСА (а) та на відношення R_a / R_{max} під час полірування зразків із сталі 30ХГСА (1 і 2) та титанового сплаву ВТ4 (3 і 4) (б): тиск 40 МПа; швидкість різання 35 м/хв; час обробки 20 с:
 а – до обробки: $R_a = 0,68$ мкм; $R_{max} = 3,64$ мкм;
 б – зернистість абразиву – АС2 50/40;
 2 і 4 – до обробки; 1 і 3 – після обробки

Під час абразивного полірування зразків із різних матеріалів (із різною вихідною шорсткістю поверхонь) зі збільшенням значень висотних параметрів шорсткості до обробки відношення R_a / R_{max} зменшується (за рівних значень зернистості абразиву, тиску і часу обробки). Аналіз графіків, наведених на рис. 4.17, дозволяє обґрунтувати вибір зернистості абразиву для етапів полірування поверхонь деталей. Зернистість абразиву повинна відповідати значенням висотних параметрів шорсткості поверхонь до обробки.

Виходячи із цього, запропоновано таку послідовність циклів технології обробки поверхонь із малими значеннями параметрів шорсткості. Перший цикл обробки необхідно здійснити алмазними мікропрошками зернистістю 5/3 із застосуванням поверхнево-активної речовини полівінілового спирту, який сприяє збільшенню швидкості

знімання матеріалу до величини знімання, як і у разі застосування абразиву більшої зернистості, що зменшує тривалість протікання циклу обробки. Другий цикл необхідно здійснити із використанням алмазних мікропорошків зернистістю 3/2 за аналогічними умовами обробки, що й у першому циклі. Під час третього циклу обробки рекомендується використати алмазні мікропорошки зернистістю 1/0 за умовами обробки першого і третього циклів. У результаті такий технологічний процес скорочує час обробки та витрати коштовних алмазних мікропорошків більшої зернистості. При цьому висотний параметр шорсткості поверхні R_a зменшується до значення 0,025 мкм.

Під час моделювання процесу полірування необхідно враховувати швидкість і траєкторію руху частинок, їх розміри та зернистість, механічні властивості матеріалу деталі. Модель абразивного інструменту під час полірування можна представити у вигляді структурної схеми, показаної на рис. 4.18. Абразивне полірування залежно від характеру застосовуваних абразивних робочих середовищ і технологічних рідин є механохімічним процесом згладжування поверхневого шару шляхом пластичного деформування мікронерівностей, знімання оксидів із оброблюваної поверхні.

Процес полірування супроводжується послідовним нанесенням на поверхню оброблюваних деталей великої кількості подряпин і слідів пластичного деформування у результаті їх взаємного накладення та перетину. Технологічна рідина забезпечує видалення продуктів зношування (частинок металу та абразивних частинок) із поверхні оброблюваної деталі та сприяє її охолодженню. Інтенсивність обробки залежить від динамічних параметрів, що визначаються режимами полірування, тривалістю полірування, характеристиками і розмірами частинок абразиву, характеристиками механічних властивостей матеріалу деталі.

Ріжучий інструмент формується безпосередньо в процесі обробки як абразивне середовище із особливими властивостями та певними внутрішніми зв'язками. Складна геометрична форма зерен та їх ріжучої частини одна із найважливіших характеристик абразивного інструменту.

Параметри ріжучого профілю абразивної гранули (скупчення абразивних зерен) визначається величиною і розташуванням абразивних зерен. Під час одиничної взаємодії абразивної гранули із поверхнею деталі через переріз нерівностей оброблюваної поверхні, перпендикулярно напрямку відносного руху гранули, проходить кілька шарів певної

товщини. Елементарні ріжучі профілі випадковим чином накладаються один на одного, а на поверхні деталі копіюється їх огинаюча, що є ефективним ріжучим профілем гранули. Профіль шорсткості поверхні деталі в поперечному перерізі абразивних подряпин копіює ефективний ріжучий профіль гранули і залежить від глибини впровадження зерен, вихідної шорсткості поверхні деталі та параметрів розподілу вершин абразивних зерен за висотою.



Рисунок 4.18 – Структурна схема формування фізико-хімічного стану поверхневого шару під час обробки вільним абразивом

Абразивний інструмент, в першу чергу, контактуватиме із виступами вихідної шорсткості поверхні, при цьому поступово округляючи виступи. У процесі полірування висотні параметри профілю вихідної шорсткості поверхні зменшуються, а крокові параметри незначно змі-

нюються. Якщо припинити процес полірування через 30 с після початку полірування, то за наявності вихідної шорсткості після шліфування збережеться частина вихідного мікрорельєфу. При цьому шорсткість поверхні деталі буде складатися із згладжених виступів.

Опорна поверхня обробленої деталі на рівнях 10, 20, 30, 40 відсотків (%) значно збільшиться порівняно із вихідною опорною поверхнею, а западини мікрорельєфу залишаться без змін. Продовження процесу полірування призведе до повного видалення виступів вихідної шорсткості. Відношення висотних параметрів R_a/R_{max} при цьому зменшиться. Це указує на виникнення великої кількості подряпин на полірованій поверхні, що пов'язано із наявністю укрупненої фракції в абразивних порошках, які поставляються промисловістю. Надалі процес полірування стабілізується. Характерний для процесу полірування рельєф буде постійно відтворюватися, його параметри не будуть змінюватися із часом, а будуть визначатися режимами обробки та зернистістю абразиву.

У процесі полірування формується фізико-хімічний стан поверхневого шару, який визначається процесами в граничному шарі (рис. 4.19). Вільні електрони за умови порушення кристалічних ґрат у граничному шарі виходять на поверхню і утворюють так званий подвійний електричний шар, який і визначає властивості (провідність) верхнього граничного шару. Причому, наявність подвійного електричного шару визначає й процеси окислення на поверхні металу, тобто утворення плівок неметалевої провідності, від яких залежать властивості верхнього граничного шару металевої поверхні. Вони можуть бути значно більшими за товщиною, ніж висота шорсткості оброблюваної поверхні.

Слід зазначити, що утворення подвійного електричного шару на металевій поверхні визначає ступінь порушення в кристалічних ґратах металу і може бути мірою його дефектності. Ці зміни на поверхні можна кількісно оцінити за допомогою виміру роботи виходу електрона, яка визначає величину роботи із переміщення електронів на поверхні металу.

Під час встановлення взаємозв'язків у якості геометричних параметрів у роботі прийнято: відношення параметрів шорсткості поверхні R_a/R_{max} і критерій шорсткості F [101], а в якості параметрів фізико-хімічного стану поверхні: структуру, фазовий стан, хімічний склад фаз і товщину неметалевої плівки.

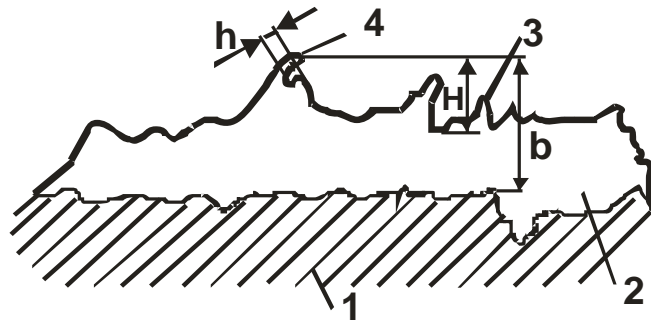


Рисунок 4.19 – Параметри граничного шару металевої поверхні:
 1 – деталь; 2 – неметалева плівка; 3 – мікронерівність;
 4 – субмікронерівність; h і H – висоти мікронерівності
 та субмікронерівності; b – середня товщина неметалевої плівки

Інтегральними параметрами неузгодженості обрано: для геометричних характеристик – критерій шорсткості F , а для фізико-хімічних характеристик – величину роботи виходу електрона ϕ .

Розглянемо граничний поверхневий шар. Критерій шорсткості визначає відношення площі гладкої замикаючої частини западини до площі шорсткої частини западини $F = F_{\text{гл}} / F_{\text{щерох}}$. Він враховує не тільки висоти шорсткості та субмікрошорсткості, але й форму западин (виступів) шорсткості [101]:

$$F = [1 + 1,25\pi^2 \cdot n^2 \cdot R_a^2]^{-1} \cdot (1 - \frac{R_a}{2H_{i_{\min}}}), \quad (4.63)$$

де R_a – середнє арифметичне відхилень профілю шорсткості поверхні, мкм;

n – число кроків нерівностей щодо відсіченого кроку, 1/мкм;

$H_{i_{\min}}$ – відхилення ординати за найбільшою западиною профілю шорсткості поверхні, мкм.

На практиці цей критерій визначається із профілактограм та електронних знімків. Аналіз значень критерію шорсткості на поверхнях деталей після різної обробки показав, що за умови досягнення висоти шорсткості поверхні $R_z \leq 100$ нм його величина практично дорівнює одиниці. Тому його можна використовувати як інтегральний параметр під час визначення висоти шорсткості поверхні не менше 100 нм.

Зі зменшенням висоти шорсткості менше 100 нм інтегральним параметром неузгодженості прийнято величину – роботу виходу елект-

ронів (PBE), яка практично вимірюється через величину контактної різниці потенціалів (КРП). Дослідження показали, що величина PBE може оцінювати будь-яку зміну фізико-хімічного стану в результаті обробки поверхні. Для наноабразивної обробки розроблено технологічні середовища на основі ультрадисперсних абразивів оксиду алюмінію (УДА), які отримують газодисперсним синтезом (ГДС), суть якого полягає в синтезі УДА в зоні горіння ламінарного двофазного факелу газових металів порошків у кисневмісному газі. При цьому повністю реалізуються можливості системи метал – кисень та досягаються високі температури, необхідні для синтезу оксидів металів шляхом тепловиділення від власних хімічних реакцій.

Частинки УДА мають сферичну форму діаметром близько 100 нм. Згладжуючий ефект, який має абразивна суспензія із наявністю сферичного абразиву, дозволяє зменшити різання-дряпання поверхні та забезпечити ефект мікровикочування із висотою шорсткості поверхні 5 ... 3 нм.

Для технологічних систем нанолезової обробки розроблено спеціальні засоби технологічного оснащення. Для таких систем траєкторії рух різця повинен відповідати розрахунковій траєкторії із високою точністю (в межах нанометрів). Точність обертання шпинделя або столу із оброблюваною деталлю повинна бути того ж порядку. Для обробки слід застосовувати алмазні різці із прямолінійною ріжучою кромкою (фасеткою). Процес обробки фасетковим різцем складається із двох складових – різання та вигладжування. Під час переміщення вздовж оброблюваної поверхні із подачею, набагато меншою, ніж довжина l фасетки ($S < l$), фасетка багаторазово проходить по оброблюваній поверхні, або підрізаючи, або приминаючи нерівності, що виникають у процесі різання. Поєднання цих двох процесів дозволяє отримати поверхню із параметром шорсткості поверхні $R_z \leq 100$ нм. Висота шорсткості поверхні в умовах обробки таким різцем визначає, крім якості різця, також положення фасетки інструменту щодо напрямку подачі.

Головною проблемою, яку необхідно вирішити під час побудови особливо точних верстатів, є усунення зовнішньої вібрації, яка передається на верстат через фундамент, так і внутрішньої вібрації, яка виникає від роботи вузлів і систем самого верстата. Особливістю конструкції таких верстатів є застосування аеростатичних опор та інерційних приводів, які дозволяють вирішувати проблему усунення зов-

нішньої і внутрішньої вібрації. Комплект обладнання будується за агрегатно-модульним принципом із рівнем уніфікації вузлів та деталей до 80 %. Устаткування, що входить до комплекту, може виготовлятися як з ЧПУ, так і з ручним управлінням. Базовим верстатом в указаному комплекті обладнання є надточний верстат МК 6521Ф3.04 із ЧПУ для обробки зовнішніх та внутрішніх поверхонь тіл обертання, а також сферичних та асферичних поверхонь, що має такі параметри обробки:

Найбільший діаметр заготовки, мм	300
Максимальна довжина заготовки, мм	200
Дискретність обробки переміщень за осями X і Z, нм	10
Шорсткість оброблюваної поверхні R_z , нм	≤ 100 .

Верстат скомпоновано наступним чином. На станині Т-подібної форми встановлено два супорти. Один переміщається вздовж осі X (інструментальний супорт), інший – вздовж осі Z (супорт шпиндельного вузла). Т-подібне розташування супортів дозволяє зменшити висоту розташування осі шпинделя над станиною, більш рівномірно розподілити навантаження на супорти, що переміщаються за осями X і Z, збільшити жорсткість несучої системи верстата. Т-подібна станина встановлена на пневматичних опорах.

Найбільше впливають на формування поверхневого шару полірованих деталей кількість активних абразивних зерен на одиниці площі та глибини їх різання-дряпання або пластичного деформування, які, у свою чергу, залежать від розмірів, форми та природи абразивного матеріалу, а також від матеріалу полірувальника та деталі, що контактують із абразивними зернами. Для встановлення кількості активних абразивних зерен, фактичної площі контакту зерен, що перекочуються та закріплені на одиниці площі (мм^2), глибини їх впровадження, проведено дослідження на спеціальному полірувальному стенді конструкції ХНЕУ. Оцінювання кількості абразивних частинок проводили за допомогою мікроскопа МІС-11 і мікроінтерферометра МІІ-4. Тиск вимірювали в межах $(0,1 \dots 1,0) \cdot 10^2$ кПа. Під час експериментальних досліджень використовували зразки, виготовлені із металу 36НХТЮ (HRC 50).

Абразивний склад наносили на полірувальник шириною 1 мм від центру. Зразок підводили до полірувальника, а потім полірувальний круг повертали вручну на 15° . За допомогою мікроскопів та мікроінтерферометра досліджували оброблені поверхні. Для оцінювання слідів

обробки виходили із таких припущень: в обробці приймають участь закріплені в полірувальнику зерна і зерна, що перекочуються.

За тиском $(0,1 \dots 0,3) \cdot 10^2$ кПа на оброблюваній поверхні утворюються в основному сліди від зерен, що перекочуються. На площі в 1 мм^2 знаходиться приблизно 120 ... 130 активних абразивних зерен. Глибина їх впровадження в поверхню металу становить 2 – 3 мкм за шириною слідів відбитків 3 – 4 мкм. Характер обробленої поверхні зі збільшенням тиску полірувальника до $(0,4 \dots 0,5) \cdot 10^2$ кПа можна пояснити зміною характеру роботи абразивних зерен. Так, кількість активних абразивних зерен не змінюється та знаходиться в межах 120 – 130 на площі 1 мм^2 . Однак при цьому спостерігається приблизно однакова кількість зерен, що перекочуються, та закріплених зерен. Глибина їх впровадження в поверхню металу перебуває у межах 3 – 4 мкм за шириною слідів відбитків 4 – 5 мкм.

Зі збільшенням тиску (понад $0,5 \cdot 10^2$ кПа) на обробленій поверхні характерні сліди закріплених зерен, хоча кількість активних зерен зменшується і знаходиться в межах 90 зерен на площі 1 мм^2 . Проте більшість відбитків і слідів, характерних для роботи активних зерен, перебуває на глибині їх впровадження в поверхню металу в 3 – 4 мкм за шириною окремих відбитків і слідів 4 – 5 мкм. В окремих випадках на оброблених поверхнях сліди та відбитки, характерні для роботи закріплених зерен, призводять до появи грубих подряпин (рис. 4.20), а також випадків зіткнення абразивних зерен одного з одним.

Знаючи число активних абразивних зерен, що перекочуються, та закріплених зерен на одиницю площі (в 1 мм^2), можна визначити фактичний контакт абразивних зерен із оброблюваною поверхнею. Площу контакту одного зерна, що перекочується, можна розглядати площею сегменту: $S_n = \pi \cdot R(2h + a)$

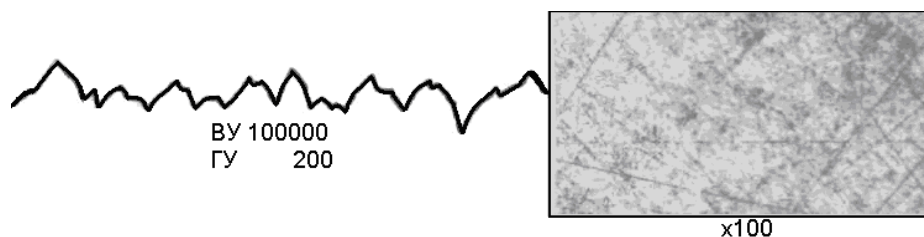


Рисунок 4.20 – Профіль та фотографія поверхні зразка із сплаву марки АМг6 після полірування

Використовуючи схему впровадження зерна в метал, визначається площа сліду закріпленого зерна [48]:

$$S_3 = \frac{h^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi}{4}}{\cos \alpha} \cdot l. \quad (4.64)$$

Якщо відома кількість активних зерен, що перекочуються, і закріплених зерен, які приймають участь у формуванні поверхні полірованих деталей, то можна визначити площу контакту між зернами і оброблюваною поверхнею. Тоді загальна площа зерен, що перекочуються, на одиницю площі: $S_{on} = S_n \cdot n \cdot k$, де S_n – площа сліду одного зерна, що перекочується; n – кількість зерен, що перекочуються, на одиницю площі; k – коефіцієнт руйнування зерен у процесі обробки.

Загальна площа контакту для закріплених зерен на одиницю площі $S_{oz} = S_3 \cdot n \cdot k$, де S_3 – площа сліду одного закріпленого зерна; n – кількість закріплених зерен на одиницю площі; k – коефіцієнт руйнування зерен у процесі обробки. Знаючи площу контакту для закріплених зерен і зерен, що перекочуються, можна визначити загальну площу контакту між абразивними зернами і оброблюваною поверхнею (на одиницю площі): $S_o = S_{oz} + S_{on}$.

Обробка фотографій дозволила встановити фактичну площу контакту абразивних зерен, що становить 10 ... 15 % номінальної площі. Зі збільшенням тиску величина фактичного контакту за площею збільшується. Таким чином, найбільше впливає на формування поверхневого шару тиск полірувальника на оброблювану поверхню, форма і розмір абразивного зерна. У процесі обробки форма та розміри зерна змінюються. Зі збільшенням розміру абразивного зерна знімання матеріалу збільшується. Шорсткість полірованої поверхні залежить від розміру зерна. Поява грубих подряпин на оброблюваній поверхні указує на зіткнення абразивних зерен. Сила притискання полірувальника розподіляється на сумарну площу контакту зерен, що перекочуються, і закріплених зерен із оброблюваною поверхнею. Якщо площа контакту зерен, що перекочуються, переважає над площею контакту закріплених зерен, то це сприяє згладжуванню поверхневого шару оброблюваної поверхні.

Експериментальний та теоретичний методи моделювання процесу полірування вільним абразивом дозволяють поєднувати достатньо

точне експериментальне описання конкретних операцій обробки із глибоким розумінням процесів за високого ступеня абстракції (теоретичне моделювання). Під час розроблення моделей необхідно враховувати суперечливість у досягненні поставленої мети. Так, підвищення продуктивності обробки вимагає посилення режимів обробки, а підвищення якості обробки – їх пом'якшення.

Профіль шорсткості поверхні не залежить від вихідної шорсткості прошліфованої поверхні, а визначається лише технологічними параметрами процесу. Подальшого поліпшення шорсткості поверхні деталі можна досягти зміною режимів обробки або заміною абразивного середовища більш дрібнозернистим середовищем. Такій заміні передують ретельне очищення обробленого поверхневого шару від залишків попереднього робочого середовища.

Проведені дослідження дозволили рекомендувати для використання технологічні середовища на основі ультрадисперсних абразивів оксиду алюмінію, які одержують газодисперсним синтезом. Такий абразивний порошок характеризують мінімальна величина фракції (близько 0,01 мкм); рівномірність фракції (від 0,07 до 1,04 мкм); сферична форма абразиву; наявність окису алюмінію (Al_2O_3) до 99,9%.

Під час експериментальних досліджень процесу абразивного полірування використовували неабразивну складову у вигляді дистильованої води (на одну частину абразиву – чотири частини дистильованої води). Для досягнення понад гладких поверхонь необхідно забезпечити: метрологічне забезпечення контролю за якістю обробки (проблеми виникають під час оцінювання нанорозмірних нерівностей на обробленій поверхні); вибір відповідного технологічного середовища; розроблення системи керування процесом формування поверхневого шару деталі.

Процес полірування залежить від фактичної площі контакту абразивних частинок із поверхнею деталі. Фактична площа дотику абразивних частинок гранули і поверхні оброблюваної деталі залежить від розподілу нерівностей за висотою, за механічними характеристиками тіл, що контактують, величинами сил, що діють на ці тіла, і напруженого стану в зоні контакту. Площа фактичного контакту визначається фізико-механічними властивостями м'якшого тіла і геометрією поверхні твердішого матеріалу (абразиву). Шорсткість поверхні на площу фактичного контакту впливає несуттєво – переважно, у початковий період обробки.

Геометричну форму профілю ріжучої частини зерен описують трикутником, трикутником із радіусом округлення у вершини, трапецією та параболою. Абразивні зерна не мають постійних радіусів округлення вершин. Форма профілю зерна представляється також у вигляді еліпсоїда, або у вигляді окружності та набору кількох окружностей. Під час вивчення під мікроскопом на виступах зерен можна виділяти мікро-рельєф та субмікрорельєф, які обумовлені кристалічною будовою зерен абразиву.

У роботі [48] встановлено, що форму абразивної подряпини, утвореної одним зерном, можна апроксимувати функцією виду: $b_i = n \cdot a_i^m$, де b , a – ширина і глибина подряпини. Відношення b/a незначно залежить від розмірів зерен ($b_i = 3,8 \cdot a_i$) і є стабільним для даного процесу обробки.

Для поверхні абразивних гранул статичну модель можна описати так: робочий шар гранули – це шар, розташований між зовнішньою поверхнею гранули та умовною поверхнею зв'язки. Розподіл зерен абразивної гранули визначається законом нормального розподілу. У процесі полірування відбувається зношування абразивних зерен у вигляді часткового відколювання та їх руйнування.

В умовах багаторазової ударної взаємодії абразивної гранули із іншими гранулами і поверхнею деталі зерна, що зруйнувалися, видаляються з місця умовної зв'язки і одночасно оголюються нові зерна, імітуючи явище "самозагострювання", яке характерне для жорсткої зв'язки. Це необхідно враховувати під час побудови кінематичної моделі інструменту. Змінюючи режими обробки, можна впливати на показники обробки. Визначаючи кількісно параметри одиничної взаємодії, можна оцінити кількість таких взаємодій в одиницю часу на одиниці площі оброблюваної поверхні.

У роботі [48] зроблено висновок відносно того, що під час згладжування поверхневого шару деталі час циклу подальшого процесу полірування зменшується інтенсивніше, ніж зменшення висотних параметрів вихідної шорсткості до обробки; для кожної зернистості абразивного матеріалу існує межа стабілізації значень висотного параметра шорсткості поверхні, а це дуже важливо під час призначення послідовності використання робочих середовищ в умовах згладжування поверхневого шару деталей. Ця межа залежить від початкового стану поверх-

ні деталі до обробки. Враховуючи, що залежність висотних параметрів шорсткості поверхні в умовах полірування від часу обробки стабілізуються в межах першої хвилини обробки [48], то згладжування поверхневого шару слід здійснювати поетапно, знижуючи зернистість абразиву. Так, після шліфування необхідно виконати абразивне полірування алмазною пастою АСМ 5/3 протягом 1 хвилини. Після ретельного очищення поверхні від залишків робочого середовища слід застосувати обробку алмазною пастою АСМ 2/1 протягом 1 хвилини, а на третьому етапі обробку проводити суспензією із нанопорошком Al_2O_3 , отриманим термічним або іншими методами [101]. В умовах термічного методу відбувається вигоряння дрібної фракції, закріплення вузлів в основній фракції, а також згоряння домішок, що містяться у порошках.

Унікальними властивостями характеризуються абразивні порошки, отримані газодисперсним синтезом. Вони відрізняються і мають такі переваги порівняно із виготовленими промисловістю та отриманими іншими методами овалізації: мінімальною величиною розмірів зерен у фракції (близько 0,01 мкм); рівномірністю фракції (від 0,07 до 1,04 мкм); сферичною формою абразиву; наявністю окису алюмінію (Al_2O_3) до 99,9%. Технологія отримання даних абразивів дозволяє виготовляти їх із відходів. Наявність укрупненої фракції призводить до дряпання оброблюваної поверхні, а подрібнення – до шаржування. Було вивчено вплив зернистості абразиву і тривалості попередньої обробки на значення висотних параметрів шорсткості поверхні для зразків із сталі 30ХГСА та титанового сплаву ВТ-4 (рис. 4.21).

Із рис. 4.21 витікає, що інтенсивність зміни параметра R_{max} відповідає інтенсивності зміни значень параметра R_a . Зі збільшенням зернистості абразиву значення параметра R_{max} збільшуються. Зі збільшенням часу обробки інтенсивність зміни параметра R_{max} значно збільшується, що можна пояснити дробленням зерен у процесі обробки. Отже, процес обробки необхідно припиняти до появи інтенсивного руйнування зерен. Оскільки зі зменшенням розмірів зерен (за незмінної сили притискання полірувальника) контактний тиск збільшується і, відповідно, глибина дряпання поодиноким подрібненим зерном має бути більшою, тобто параметр R_{max} збільшується зі збереженням ефекту згладжування. Зростанню контактного тиску сприяє одночасне зіткнен-

ня безлічі абразивних зерен, що збільшують енергію руху дробленого зерна. Із графіка видно, що відношення R_a/R_{max} в початковий період полірування (до 90 с) зменшується незначно, а зі збільшенням тривалості обробки понад 90 с значення цього відношення зменшується і становить 0,087. Значення відношення висотних параметрів R_a/R_{max} залежно від зернистості абразиву стрічки змінюється незначно, однак під час полірування алмазними пастами малої зернистості (АСМ 2/1) значення цього відношення значно зменшуються.

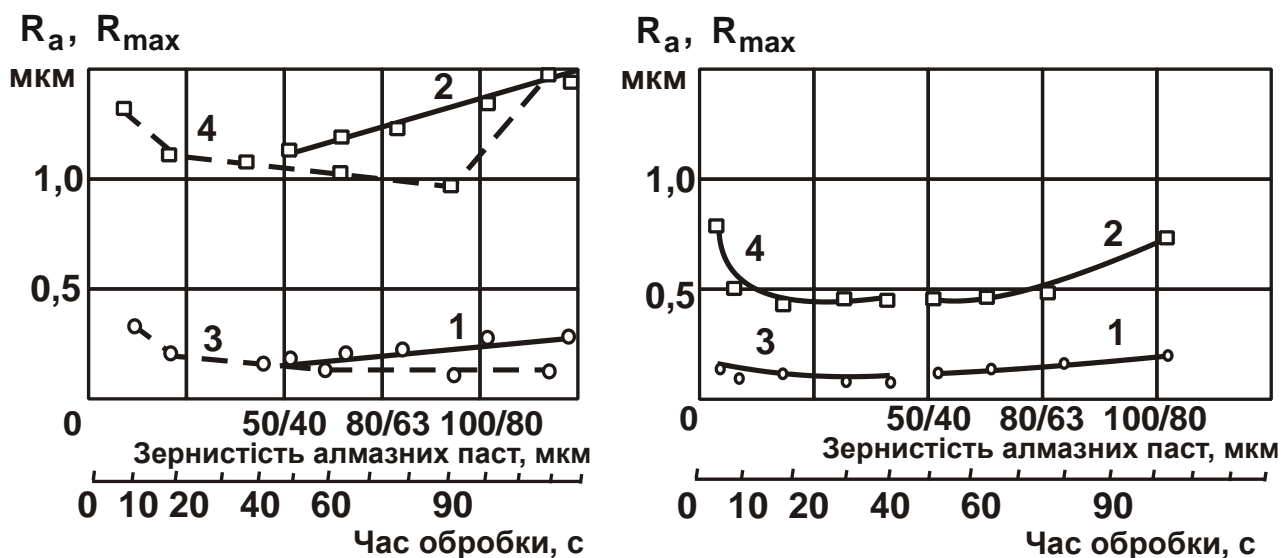


Рисунок 4.21 – Вплив зернистості алмазних паст (1 і 2) і часу обробки (3 і 4) на інтенсивність зміни значень висотних параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} під час абразивного полірування зразків із сталі 30ХГСА (а) і титанового сплаву ВТ-4 (б): тиск 40 МПа; окружна швидкість 30 м/с; 1 і 3 – параметр шорсткості поверхні R_a ; 2 і 4 – параметр шорсткості поверхні R_{max} ; час обробки 20 с для 1 і 2; зернистість абразиву для 3 і 4 – АС2 50/40

Додатково розглянуто зміну значень висотних параметрів шорсткості поверхні під час обробки титанового сплаву ВТ-4. Характер зміни залежностей аналогічний попередньому експерименту. Слід звернути увагу на те, що відношення висотних параметрів шорсткості R_a/R_{max} змінюється незначно і знаходиться в межах значень 0,15 – 0,17. На обробленій поверхні є характерні сліди від зерен великої частки фракції. Більшість відбитків і слідів, характерних для роботи активних зерен,

перебуває на глибині їх впровадження в метал на рівні 3 – 4 мкм. Для більшої зернистості глибина впровадження в метал більше, що призводить до появи грубих подряпин через їх руйнування в процесі зіткнення.

Одним із методів, що дозволяють уникнути шаржування поверхні, а також зменшити товщину оксидної плівки, є метод абразивного полірування за схемою, показаною на рис. 3.16.

Під час обробки використовували неабразивну складову у вигляді дистильованої води із концентрацією абразиву (на одну частину абразиву – чотири частини дистильованої води). Добавки поверхнево-активних речовин у вигляді аеросилу дозволяють покращити характеристики оброблюваної поверхні. У процесі такої обробки злами в кристалічних зонах, розташованих між дефектами, стають еластичними і можуть зруйнувати ідеальні зв'язки атомів. Мінімальна ділянка зламу може мати розміри порядку розміру атома.

Під час використання алмазних стрічок і мікропорошків, поєднання фізико-хімічних властивостей природного алмазу і матеріалу оброблюваної поверхні, а також зниження інтенсивності дії хімічно активних речовин призводять до зменшення кількості різного характеру неоднорідностей. Необхідно зазначити, що окислення поверхні під час точіння відбувається меншою мірою, ніж під час абразивного полірування [48]. В умовах полірування поверхня адсорбує хімічно активні речовини, що містяться в пастах, та кисень повітря, які впливають на розвиток хіміко-механічних явищ, що супроводжують пластичну деформацію мікрориступів поверхні. Процес адсорбції повинен інтенсифікуватися під час механічного зняття плівок оксидів із поверхні, що забезпечується відносним переміщенням полірувальника та оброблюваної поверхні. Локальний активний контакт поверхонь полірувальника і оброблюваної поверхні забезпечує зрив плівки оксидів, та супроводжується адсорбцією хімічно активних речовин і подальшим зривом. Внаслідок безлічі локальних дій відбувається зменшення висот нерівностей, що підтверджується згладжуванням профілю поверхні. Однак результати експерименту показують, що на поверхні згладжування зі збільшенням тривалості обробки відбувається збільшення параметра шорсткості поверхні R_{\max} .

Контроль шорсткості оброблених поверхонь показав на можливість безпосереднього вилучення інформації відносно форми нерівностей під час обмацування голкою профілометра-профілографа. Слід

зазначити, що критерій шорсткості поверхні F , отриманий із використанням контактних приладів, частково відображає форму нерівностей, порівнянних із довжинами хвиль падаючого випромінювання (видимого діапазону), оскільки руйнування від впливу голки можуть бути порівняні із нерівностями, що розглядаються. Для нерівностей поверхні, які можна порівняти із довжинами хвиль власного випромінювання, точність оцінювання підвищується. Для більшості технологічних операцій остаточної обробки поверхонь форма нерівностей, порівнянних із довжинами хвиль падаючого випромінювання, частково визначається окисненням поверхневого шару в процесі обробки. Оцінювання форми таких нерівностей контактними методами утруднено, що підтверджується результатами досліджень топографії на оптичних і електронних мікроскопах [48; 103].

Розміри зернистості абразиву та подача полірувальника значно впливають на спрямованість слідів обробки, формуючи систематичну складову шорсткості із низькою частотою. Високочастотні складові шорсткості поверхні можна віднести до розряду випадкових, що підтверджує аналіз профілограм та фотографій (за різних збільшень) окремих ділянок поверхні. Значно впливає на їхнє формування хімічна активність пасти. У табл. 4.7 наведено результати експериментальних досліджень, отриманих під час обробки поверхонь алюмінієвого сплаву марки АМг 4.

Таблиця 4.7 – Значення параметрів R_a , R_a/R_{max} , F і контактної різниці потенціалів (КРП) після абразивного полірування зразків із прокату алюмінієвого сплаву АМг4

Метод обробки	R_a , мкм	R_a/R_{max}	F	КРП, мВ
Вихідна поверхня (прокат)	0,35	0,104	0,896	890
Абразивне полірування (АСМ 2/1)	0,1	0,033	0,967	120

Зменшення значення КРП для абразивного полірування можна пояснити наявністю забруднень, залишків робочого середовища, що вимагає запровадження додаткових операцій із очищення поверхонь після абразивного полірування. Для визначення впливу зернистості абразивних складових паст на значення критерію шорсткості поверхні

після полірування здійснили обробку зразків із стрічок пружинного хромо-нікелевого сплаву марки 36НХТЮ, що знайшли застосування для виготовлення деталей із оптичними властивостями, які працюють в умовах впливу світлового потоку. Результати експерименту представлено у табл. 4.8.

Таблиця 4.8 – Значення критерія шорсткості F оброблюваних поверхонь стрічок із сплаву 36НХТЮ після полірування

Абразивна паста	АСМ 2/1	АСМ 1/0	Окис алюмінію, МЗ	Окис хрому, МЗ	Електрокорунд, М7
F	0,93	0,91	0,89	0,89	0,88

Вивчення профілограм і фотографій поверхні за різних збільшень показало, що для поверхонь, оброблених із застосуванням алмазних паст АСМ 2/1, переважають нерівності більш високого порядку малості (0,01 ... 0,1 мкм), а після полірування електрокорундом М7 переважають висоти нерівностей, які перебувають у межах 0,1 ... 1,0 мкм. Відмінність формування поверхневого шару, очевидно, визначається різною геометрією зерен алмазних і абразивних мікропорошків на рівні субмікрорельєфу поверхонь граней, що повинно впливати на ефект процесу різання-дряпання та розвиток локальних температур.

Для мікрограней алмазних зерен більш характерне мікрорізання, а для електрокорунду – мікрозминання із локалізацією і збільшенням енергії, що витрачається (виникнення на полірованих поверхнях кометоподібних заглиблень). Локальне активне контактування абразивного зерна із оброблюваною поверхнею ефективно, очевидно, доки геометричні розміри зерен не стають порівнянними із частинками, що відкололися від оброблюваного матеріалу. В подальшому це призводить до втрати ефекту полірування. За значних подач полірувальника на зразках мали місце сліди спрямованого дряпання.

Зменшення відношення висотних параметрів шорсткості поверхні R_a / R_{max} (зумовлених різними методами обробки) призводить до збільшення критерію шорсткості поверхні F [101]. Відношення R_a / R_{max} може досягати достатньо малих значень (0,033 для абразивного полірування), відповідно, відношення R_{max} / R_a набуває відносно великих значень – 30,3. Це узгоджується із теоретичними результата-

ми, зокрема, наведеними у роботі [101], за якими відношення R_a / R_{max} може змінюватися в межах $0 \dots 0,29$. Відносно великі значення R_{max} / R_a під час абразивного полірування можна пояснити формою відносної кривої опорної довжини профілю поверхні. Значення R_{max} достатньо велике за відносного згладжування нерівностей.

4.6. Технологічні рішення щодо підвищення світловідбивної здатності поверхневих шарів деталей

Із метою підвищення відбивної здатності та продуктивності обробки прецизійних деталей отримано технологічні рішення, пов'язані із застосуванням покращених технологічних середовищ і конструкцій інструментів і полірувальників [45; 102; 103]. Поліпшення технологічних середовищ можливе шляхом застосування в абразивних суспензіях різних компонентів, які в процесі обробки дзеркал призводять до поліпшення фізико-хімічних параметрів поверхні. Внаслідок підвищення однорідності обробленої поверхні зменшується робота виходу електрона (збільшується величина контактної різниці потенціалів).

Для обробки металевих дзеркал із міді, алюмінієвих сплавів і мо-лібдену розроблено оптимальні технологічні склади, що забезпечують підвищення їх відбивної здатності завдяки покращенню параметрів поверхневого шару. Розроблені склади із полімерними добавками забезпечують підвищення відбивної спроможності порівняно із раніше використовуваними складами. У якості полімерної добавки обрано полівінілацетатну дисперсію, наявність якої в суспензії за оптимальним вмістом 5 – 7 (вага %) забезпечує фіксацію абразивних зерен на полірувальнику.

Продукти механічної деструкції полівінілацетату хімічно взаємодіють із металом оброблюваної поверхні, особливо із гребінцями, і забезпечують згладжування цих гребінців, а також утворюють на поверхні найтоншу оптично прозору плівку. При цьому утворюється ювенільна поверхня із сприятливим фізико-хімічним станом, із найтоншою плівкою оксидів, яка практично не впливає на відбивну здатність. Робота виходу електрона у такій поверхні набагато менше, ніж у поверхонь, оброблених абразивною суспензією, наприклад, із добавками різних поверхнево-активних речовин (ПАР).

Наявність полімерних добавок підвищує у 2 рази знімання металу порівняно із застосовуваними раніше добавками ПАР і підвищує продуктивність процесу. Крім того, запропоновано склад на основі оксихінолінових сполук за наступним співвідношенням компонентів (вага %): алмазний порошок 2 – 4; насичений розчин 8-оксихіноліну – інше.

Введення комплексоутворювального компонента 8-оксихіноліну забезпечує збільшення продуктивності обробки завдяки пригніченню зсувних деформацій і селективності впливу на поверхневий шар оброблюваного матеріалу комплексоутворювальних компонентів (КК). Ці КК взаємодіють із оброблюваною поверхнею і при цьому спочатку адсорбуються поверхнею, а потім координаційні центри КК утворюють комплексні утворення (які ще не стали комплексними сполуками) із найбільш активними центрами поверхні. У результаті активні центри, що є вузлами кристалічної решітки матеріалу, все більше залучаються в координаційну сферу КК. При цьому дедалі більше послаблюються зв'язки, що утримують іони у вузлах кристалічних ґрат.

Таким чином, суттєво знижується енергетичний поріг відриву іонів. І тому достатньо невеликих енергій зсувних деформацій у процесі полірування, тобто знімання поверхневого шару може відбуватися не тільки шляхом дряпання абразивними частинками, а й завдяки зсувним деформаціям. У результаті значно збільшується продуктивність обробки у процесі полірування за участю КК.

Ще однією особливістю є селективність на поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Найбільш уразливими місцями для комплексоутворення є дефектні області поверхні, особливо похилі гребені виступів, а також западини, у які утруднено проникнення громіздких молекул комплексоутворювачів. Завдяки цьому максимальна кількість КК взаємодіє із найбільш доступними вузлами дефектних зон (гребні виступів), забезпечуючи максимальне знімання цих ділянок. При цьому відбувається згладжування рельєфу поверхні виступів, зменшується крутість і висота профілю.

Особливо важливим чинником є те, що поверхня в процесі обробки серед КК 8-оксихіноліну не змінює свого складу. Внаслідок цього робота виходу електрона такої поверхні мінімальна. Важливим чинником є також вибір матеріалу і конструкції полірувальника.

Умови взаємодії абразивних зерен із матеріалом заготовки і полірувальника залежать від властивостей та стану всіх елементів системи

"полірувальник – абразивний прошарок – заготовка". Під час полірування незакріпленим абразивом поверхні заготовок деталей із високою відбивною здатністю із міді марки МОБ застосовують різні полірувальники, наприклад, із технічної вовни, фторопласту, поліхлорвінілу або пеко-каніфольної смоли (рис. 4.22).

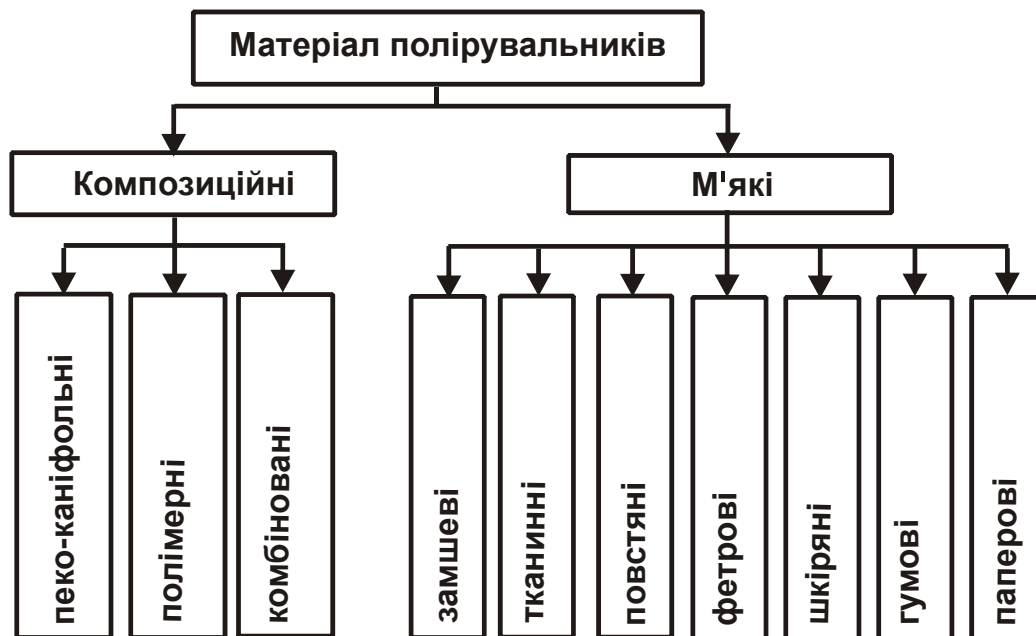


Рисунок 4.22 – Класифікатор полірувальників для обробки деталей із оптичними характеристиками

Проведені дослідження показали, що ці матеріали мають ряд недоліків, що викликають зниження ефективності процесу полірування. Так, полірувальник, виготовлений із фторопласту, забезпечує отримання деталей із високою відбивною здатністю, проте знімання матеріалу при цьому невисоке, оскільки фторопласт погано утримує абразив у зоні обробки. Полірувальники із пеко-каніфольної смоли швидко зношуються, тому не дозволяють інтенсивно видаляти припуск на обробку в початковий період процесу, коли параметр шорсткості оброблюваної поверхні $R_a = 0,40 \dots 0,50$ мкм.

Міцні властивості полірувальника, зносостійкість його робочої поверхні, ефективно утримання абразивної суспензії у зоні обробки та рівномірність її розподілу можна забезпечити введенням до складу полірувальної смоли марки СП-18 ТУ (СТБ 47-71), що виготовляється у вигляді зносостійких дрібнодисперсних частинок фторопласту-4.

У зв'язку із цим, розроблено конструкцію полірувальника, що складається із композиції смоли СП18 і фторопласту-4. Фторопласт-4, як і дерево-смоляний пек, зміцнює каніфольну матрицю.

Матеріал полірувальника такого складу має гетерогенну структуру, що складається із менш зносостійкої основи (пеко-каніфольної смоли та більш зносостійких частинок фторопласту-4). Завдяки м'якій основі в процесі обробки на робочій поверхні такого полірувальника утворюються лунки, що забезпечують значне утримання зерен абразиву. Частинки фторопласту-4, що мають більш високу зносостійкість, сприяють збереженню заданої форми поверхні полірувальника і підвищенню відбивної здатності оброблюваної деталі. Застосування такого полірувальника сприятливо впливає на фізико-хімічну структуру поверхні – сприяє меншому шаржуванню та окисленню поверхні завдяки інтенсивному зніманню матеріалу. Встановлено, що продуктивність обробки при цьому підвищується на 20 – 25 %, а зносостійкість – на 23 – 26 % порівняно із обробкою полірувальником на основі пеко-каніфольної смоли.

Для визначення оптимального вмісту фторопласту-4 виготовлено полірувальники із пеко-каніфольної смоли марки СП-18 із різним вмістом порошку дрібнодисперсного фторопласту-4 (2,5; 5; 7,5; 10; 12,5 і 15 % масові частки).

Залежності знімання міді та зношування полірувальника від вмісту фторопласту-4 в пеко-каніфольній смолі наведено на рис. 4.23 і рис. 4.24.

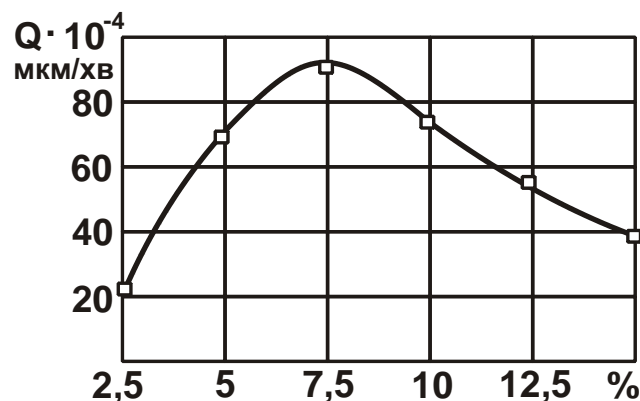


Рисунок 4.23 – Залежність знімання міді марки МОБ від вмісту зносостійкого дрібнодисперсного порошку фторопласту-4 у композиційному складі полірувальника

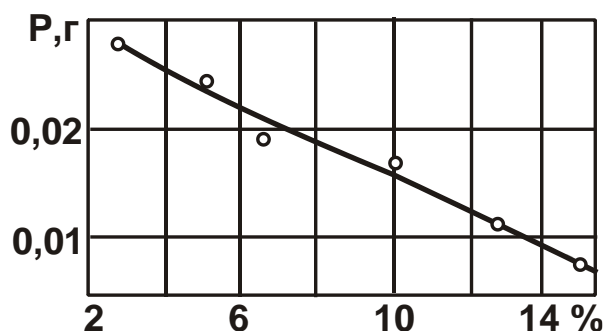


Рисунок 4.24 – Залежність зношування полірувальника від вмісту зносостійкого дрібнодисперсного порошку фторопласту-4

На підставі результатів досліджень для виготовлення полірувальника можна рекомендувати композиційний матеріал наступного складу (% масові частки): 90 – 95 пеко-каніфольної смоли; 5 – 10 дрібнодисперсного порошку фторопласту-4. Експлуатаційні характеристики полірувальників цього складу більш значні, ніж у полірувальників, які раніше застосовувалися, на основі пеко-каніфольної смоли.

Частинки фторопласту-4 сприяють збереженню заданої форми поверхні полірувальника та забезпечують підвищення відбивної здатності завдяки сприятливого впливу на фізико-хімічні параметри поверхневого шару, оскільки фторопласт-4 практично не взаємодіє із оброблюваною поверхнею.

4.7. Експериментальне оцінювання отриманих теоретичних рішень

У п. 4.4 наведено експериментальні значення відношення a_z / ρ , за якими процес різання (стружкоутворення) переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки. Ці значення справедливі за умов мікрорізання одиничним зерном. У зв'язку із цим важливо встановити значення відношення a_z / ρ , які досягаються в реальних процесах абразивної обробки під час шліфування, доведення, абразивного полірування тощо, тобто в умовах масового мікрорізання абразивними зернами.

Спочатку слід виконати аналіз значень відношення a_z / ρ , які досягаються в процесі шліфування – основному процесі абразивної обробки. Для цього необхідно виходити з умови, що в процесі шліфу-

вання прямолінійного зразка, який рухається за нормаллю до робочої поверхні круга, максимальна товщина зрізу a_z приблизно дорівнює максимальній висоті мікронерівностей на обробленій поверхні R_{max} . Якщо припуск знімається під певним кутом до поверхні периферії круга, то між параметрами a_z і R_{max} існує зв'язок [63]:

$$R_{max} = a_z \cdot \sqrt[5]{\frac{a_z}{4 \cdot t}}, \quad (4.65)$$

де t – глибина шліфування, м.

Очевидно, знаючи параметр шорсткості обробки R_{max} , можна визначити товщину зрізу a_z . Для цього необхідно використовувати експериментальні значення R_{max} (або $R_a \approx 0,2 \cdot R_{max}$). У першому наближенні можна прийняти, що величина ρ дорівнює радіусу зерна $R = 0,5 \cdot \bar{X}$, де \bar{X} – зернистість круга, м. Тоді в процесі шліфування, коли оброблювана деталь рухається за нормаллю до круга, відношення a_z/R дорівнює:

$$\frac{a_z}{R} = 10 \cdot \frac{R_a}{\bar{X}}. \quad (4.66)$$

У випадку, коли припуск знімається під деяким кутом до робочої поверхні круга, відношення a_z/R визначається:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{10}{\bar{X}} \cdot \sqrt[6]{0,8 \cdot t \cdot R_a^5}. \quad (4.67)$$

У табл. 4.9 наведено розрахункові значення відношення a_z/R для процесів шліфування торцем і периферією алмазних кругів на металевій зв'язці М1–01 твердого сплаву "Реліт". У першому випадку розрахунки виконано за залежністю (4.66), у другому випадку – за залежністю (4.67).

Таблиця 4.9 – Розрахункові значення a_z/R

Шліфування торцем круга $\varnothing 150$ мм	Шліфування периферією круга $\varnothing 400$ мм
$\bar{X} = 125/100$; $R_a = 0,4$ мкм	$\bar{X} = 200/160$; $t = 0,1$ мм; $R_a = 1,2$ мкм
$a_z/R = 0,036$	$a_z/R = 0,133$

У табл. 4.10 наведено значення відношення a_z/R для круглого зовнішнього урізного шліфування твердого сплаву алмазним кругом

1A1300×20×5 AC6 100/80 M1–01 4 після його електроерозійного правлення (варіант 1) і після притуплення ріжучих кромки круга алмазним олівцем "Славутич" (варіант 2).

Таблиця 4.10 – Розрахункові значення a_z/R ($t=0,1$ мм)

Варіант 1	Варіант 2
$R_a = 1$ мкм	$R_a = 0,2$ мкм
$a_z/R = 0,233$	$a_z/R = 0,06$

У табл. 4.11 наведено значення a_z/R для круглого зовнішнього глибинного шліфування покриття ПГ–10Н–01 (HRC 60 ... 62) алмазним кругом на металевій зв'язці M2–01 зернистістю $\bar{X} = 250/200$ із його безперервним електроерозійним правленням під час шліфування.

Таблиця 4.11 – Розрахункові значення a_z/R

t , мм	0,2	0,4	0,8
R_a , мкм	0,9	0,7	0,6
a_z/R	0,096	0,084	0,085

У табл. 4.12 наведено значення відношення a_z/R для круглого зовнішнього глибинного шліфування твердого сплаву ВК8 алмазним кругом 1A1 300×25×5 AC6 200/160 M1–01 4 із безперервним електрохімічним правленням [40].

Таблиця 4.12 – Розрахункові значення a_z/R

t , мм	0,1	0,2	0,3	0,6
R_a , мкм	0,9	1,2	1,3	1,5
a_z/R	0,105	0,15	0,173	0,21

У табл. 4.13 наведено розрахункові значення a_z/R для процесу шліфування за пружною схемою жароміцного сплаву ЕП–765 алмазним кругом 12A2 150×10×3 AC6 100/80 M2–01 4 із безперервним електрохімічним правленням [8]. Розрахунки відношення a_z/R виконано за залежністю (4.66).

Таблиця 4.13 – Розрахункові значення a_z/R

Щільність струму i , А/мм ²	0	2	4	6
R_a , мкм	0,7	1,0	1,3	1,8
a_z/R	0,078	0,111	0,144	0,2

Аналіз наведених у табл. 4.9 – табл. 4.13 значень a_z/R показав, що вони змінюються, як правило, у межах 0,03 ... 0,2. Найбільші значення a_z/R досягаються під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із використанням електроерозійного або електрохімічного правлення ($a_z/R \geq 0,2$).

Наведені дані відрізняються від аналогічних даних, установлених під час мікрорізання одиничним зерном, за якими процес інтенсивного стружкоутворення починається за умови $a_z/R > 0,35$. Це указує на не повне використання ріжучої здатності зерен у процесі високопродуктивного алмазного шліфування.

Із наведених таблиць витікає, що збільшити значення a_z/R і, тим самим, підвищити ефективність обробки можна збільшенням продуктивності шліфування (збільшенням глибини шліфування t) і підтримкою на алмазному крузі розвиненого ріжучого рельєфу завдяки застосуванню ефективних електрофізичних методів правлення.

У табл. 4.14 наведено розраховані за залежністю (4.66) значення відношення a_z/R для різних зернистостей алмазного порошку залежно від необхідної шорсткості обробленої поверхні в процесі доведення твердих сплавів [21].

Таблиця 4.14 – Розрахункові значення a_z/R

Шорсткість R_a , мкм	Зернистість алмазного порошку (пасти)	Середні значення відношення a_z/R
0,32 – 0,2	60/40	0,064 – 0,04
0,16 – 0,10	40/28	0,047 – 0,03
0,08 – 0,05	28/20 – 20/14	0,033 – 0,03
0,04 – 0,025	14/10 – 7/5	0,033 – 0,041
0,02 – 0,012	5/3 – 3/2	0,05 – 0,04
0,01 – 0,006	2/1 – 1/0	0,05 – 0,06

Як видно, отримані дані для доведення твердих сплавів (табл. 4.14) приблизно дорівнюють граничним значенням a_z/R , за яких починається процес стружкоутворення. Це дозволяє розглядати доведення алмазним порошком (пастою) як процес, що сполучає різання із пружно-пластичним деформуванням оброблюваного матеріалу.

Для оцінювання вірогідності отриманих теоретичних рішень і обґрунтування найбільш ефективних шляхів зменшення висоти мікронерівностей та підвищення оптичних властивостей оброблюваних поверхонь лазерних дзеркал проведено експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні під час абразивного полірування.

На рис. 4.25 наведено залежність параметра шорсткості поверхні R_a зразків із сплаву марки 12X18H10T від часу полірування пастами зернистістю M3, M14 і M28 [48]. Більша зернистість на першій стадії полірування більш ефективно забезпечує згладжування поверхні (параметр шорсткості поверхні R_a зменшується більш інтенсивно).

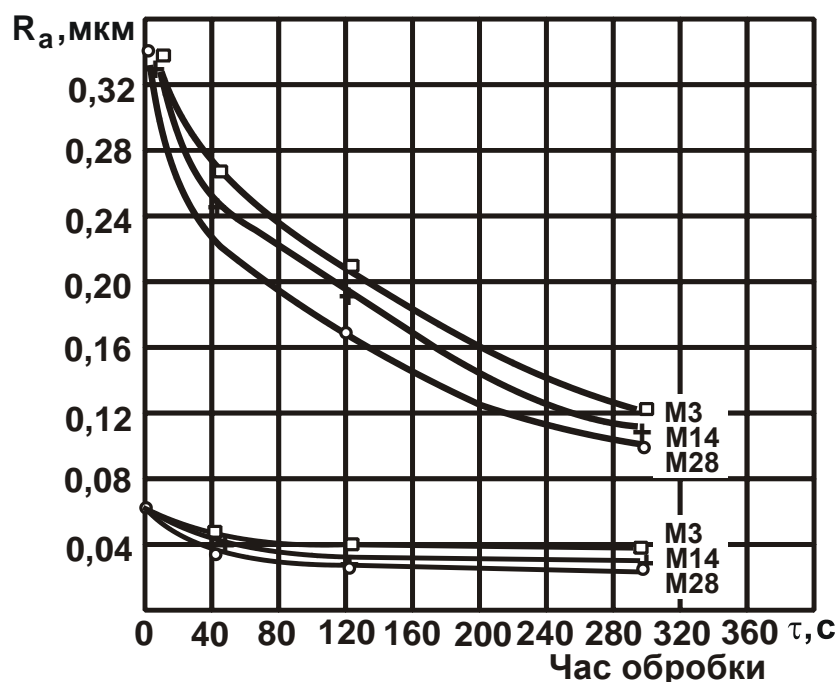


Рисунок 4.25 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від часу абразивного полірування

Це пов'язано, в першу чергу, із більшим контактним тиском на оброблювану поверхню та більш інтенсивним протіканням процесу різання, оскільки кількість кромки абразивних зерен, які приймають

участь у мікрорізанні, значно більше, ніж в умовах обробки дрібнозернистою пастою, де з відносно значною шорсткістю поверхні превалює перекочування зерен. Чим менше величина шорсткості вихідної поверхні з однаковою зернистістю абразиву до обробки, тим менше інтенсивність її зменшення в процесі абразивного полірування. Однак для однакової шорсткості вихідної поверхні зі зменшенням різниці розмірів зерен електрокорунду та висоти нерівностей вихідної поверхні інтенсивність зменшення висотних розмірів параметрів шорсткості вихідної поверхні в процесі абразивного полірування значно менше, ніж в умовах збільшення різниці розмірів зерен і висоти нерівностей.

Із рис. 4.25 витікає, що для кожної зернистості абразиву існує тільки їй властива висота нерівностей полірованої поверхні (за умови рівності шорсткості вихідних поверхонь). Зі збільшенням розміру зернистості від величини, що відповідає значенню R_{\max} , до величин, що перевищують у десятки разів значення R_{\max} , інтенсивність згладжування поверхні збільшується.

Висновки до розділу 4

1. У роботі теоретично обґрунтовано оптимальні умови абразивної обробки за критерієм найменшої шорсткості оброблюваної поверхні на основі застосування спрощеного кінематичного підходу до розрахунку і аналізу параметрів шорсткості оброблюваної поверхні. Для цього розроблено аналітичні моделі формування параметрів шорсткості оброблюваних плоских поверхонь під час алмазно-абразивної обробки. Це дозволило із єдиних теоретичних позицій оцінити технологічні можливості різних схем алмазно-абразивної обробки (включаючи схеми шліфування та доведення). Встановлено, що зменшити висотні параметри шорсткості обробленої поверхні можна зменшенням сили різання, що діє на окреме ріжуче зерно (зменшенням міцності утримання зерен на робочій поверхні інструменту, застосовуючи обробку вільним абразивом), а також притупленням ріжучих кромek (утворенням майданчиків зношування на зернах та підвищенням міцності утримання зерен на робочій поверхні інструмента із зв'язаним абразивом).

2. Показано, що запропонований спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в умовах доведення

абразивними зернами на відміну від теоретико-імовірнісного підходу дозволяє достатньо просто аналітично визначити як параметр шорсткості поверхні R_a , так і параметр шорсткості поверхні R_{max} . На цій основі сформульовані основні шляхи зменшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні в процесі абразивної обробки. Вони полягають у забезпеченні приблизно одновисотного виступання зерен на робочій поверхні інструмента. Для цього ефективно застосовувати процеси доведення вільним абразивом або процеси шліфування та обробки абразивними чи алмазно-абразивними інструментами за жорсткою схемою. У першому випадку це досягається збільшенням кількості зерен, що приймають участь у формуванні параметрів шорсткості поверхні, і зменшенням розкиду розмірів зерен та їх зернистості. У другому випадку це досягається створенням площадок на вершинах зерен (створенням плосковершинних зерен) і забезпеченням "утопання" зерен у зв'язку круга під час шліфування або під час обробки абразивними чи алмазно-абразивними інструментами за жорсткою схемою.

3. Встановлено узагальнену аналітичну залежність для розрахунку висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні під час абразивної обробки, яка включає новий параметр – час формування шорсткості поверхні. Це дозволяє аналітично описати різні кінематичні схеми шліфування, що відкриває нові технологічні можливості структурно-параметричного аналізу та синтезу технологічних процесів прецизійної алмазно-абразивної обробки. На цій основі розроблено математичну модель формоутворення шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування. Встановлено зв'язок параметрів шорсткості поверхні із максимальною товщиною зрізу та продуктивністю обробки під час шліфування.

4. Розроблено класифікацію кінематичних схем шліфування периферією круга за ознакою часу формування сталої шорсткості поверхні. Теоретично встановлено існування трьох принципових схем, обумовлених кінематикою руху відносно робочої поверхні шліфувального круга (у радіальному, тангенціальному і поздовжньому, з боку торцевої поверхні круга, напрямках), які суттєво відрізняються часом формування сталої шорсткості. Показано, що найменша шорсткість поверхні досягається під час шліфування за третьою схемою, а найбільша – під час шліфування за першою схемою. Друга схема, яка включає плоске, кругле зовнішнє і внутрішнє шліфування, займає проміжне положення.

5. Теоретично і експериментально показано, що умовою суттєвого зменшення шорсткості обробки циліндричних поверхонь твёрдосплавних виробів під час круглого зовнішнього алмазного шліфування є забезпечення утворення на ріжучих зернах значних площадок шляхом попереднього шліфування алмазним кругом (після його електроерозійного правлення) полікристалічного надтвёрдого матеріалу або алмазного правлячого олівця. Експериментально встановлено, що при цьому параметр шорсткості R_a зменшується із 2,0 до 0,1 ... 0,2 мкм. Це відкриває нові технологічні можливості фінішної алмазної обробки циліндричних поверхонь твёрдосплавних виробів.

6. Розроблено математичну модель визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні під час абразивного полірування та обґрунтовано умови її зменшення. Вони полягають в реалізації граничного значення відношення товщини зрізу до радіусу округлення ріжучої кромки абразивного зерна, коли процес різання (стружкоутворення) переходить у процес пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

7. У роботі наведено результати теоретичних і експериментальних досліджень параметрів якості (шорсткості та фізико-хімічного стану) оброблюваних поверхонь деталей під час абразивного полірування із метою поліпшення їх оптичних характеристик. Встановлено, що під час попередньої обробки поліруванням необхідно контролювати значення критерію шорсткості поверхні, а під час кінцевої обробки – фізико-хімічний стан поверхні (роботу виходу електронів шляхом вимірювання контактної різниці потенціалів) і додатково для контролю дефектів поверхні – відношення параметрів шорсткості поверхні R_a / R_{max} . Показано, що згладжування поверхневого шару оброблюваної деталі під час абразивного полірування слід здійснювати поетапно шляхом зменшення зернистості абразиву. Причому, на кожному наступному етапі обробки поверхні поліруванням значення зернистості абразиву слід приймати не більше попереднього значення параметра шорсткості поверхні R_{max} (до полірування). Рекомендовано застосовувати технологічне абразивне середовище на основі ультра дисперсного абразиву оксиду алюмінію, який отримують газо дисперсним синтезом із величиною фракції (близькою 0,01 мкм), рівномірністю фракції (від 0,07 до 1,04 мкм) і сферичною формою абразиву 99,9% Al_2O_3 .

Розділ 5

Визначення шляхів підвищення точності фінішної механічної обробки

5.1. Умови формування пружних переміщень у технологічній системі під час фінішної механічної обробки

Вирішення завдань ефективного застосування технології фінішної механічної обробки потребує проведення експериментальних та теоретичних досліджень із метою виявлення їх технологічних можливостей. В даний час накопичено значний обсяг експериментальних даних щодо фізичних та технологічних закономірностей процесів обробки, проведено їх кількісне та якісне оцінювання, вивчено особливості обробки різних матеріалів. Однак експериментальні дослідження, як правило, стосуються окремих операцій обробки та вивчення впливу окремих параметрів на технологічні показники обробки без урахування взаємозв'язків усієї сукупності чинників процесу. Вони дозволяють отримати результати у вигляді графіків або емпіричних формул, справедливих лише для окремих умов обробки. Практичні рекомендації часто суперечливі. Разом із тим відомо, що глибина пізнання будь-якого явища визначається рівнем теорії, яка описує його. Якісна теорія – це теорія, заснована на глибокому розумінні фізичної сутності явища, його формалізації в математичні формули, що є моделями, які дозволяють керувати процесом у широкому діапазоні з великою точністю. В даний час загальна теорія фінішної механічної обробки остаточно не створена, ціла низка теоретичних досліджень базується на спрощених підходах. Тому одночасно із фактичним накопиченням експериментального матеріалу має удосконалюватися математична теорія фінішної механічної обробки.

Аналізуючи діючі технології фінішної механічної обробки, слід зазначити, що вони більшою мірою вивчені з позиції спеціальності "Різання матеріалів" та меншою мірою – з позиції спеціальності "Технологія машинобудування". Образно кажучи, у межах спеціальності "Різання матеріалів" процеси обробки вивчаються переважно у напрямі

вектора швидкості різання V , а у межах спеціальності "Технологія машинобудування" – у напрямі, перпендикулярному вектору швидкості різання V , тобто у напрямі зміни величини припуску P , що знімається.

Свідченням глибшого вивчення процесу обробки у напрямі вектора швидкості різання V є розроблена професором Зворикіним К. О. ще наприкінці XIX століття класична математична модель процесу стружкоутворення під час різання, що дозволяє кількісно оцінити можливості процесу різання. Основними параметрами даної моделі прийнято умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β та товщину зрізу a . Однак, аналогічну математичну модель, що описує закономірності знімання припуску та умови формування оптимальних схем обробки в напрямі зміни величини припуску P , що знімається, до теперішнього часу не розроблено. Відсутні і узагальнені параметри, подібні параметрам β і a , які б описували оптимальні умови знімання припуску.

Вивчення процесів обробки у напрямі зміни величини припуску P , що знімається, в курсі "Технологія машинобудування" передбачає вивчення законів знімання припуску шляхом розчленування обробки на чорнові та чистові технологічні операції. Це, за суттю, зводиться до проведення структурно-параметричної оптимізації технологічного процесу обробки конкретної поверхні деталі та науково-обґрунтованого вибору оптимального маршруту обробки і оптимальних параметрів технологічних операцій. Вирішення даних оптимізаційних завдань та їх практична реалізація відкривають значні перспективи підвищення ефективності фінішної механічної обробки, які полягають у підвищенні продуктивності, якості, точності обробки та зменшенні собівартості технологічних процесів [86; 89; 93].

Точність обробки є найбільш актуальним і проблемним питанням технології машинобудування [86; 91; 92]. Незважаючи на надзвичайно велику кількість наукових праць, присвячених вирішенню даного питання, і дотепер відсутнє достатньо повне його фізико-математичне обґрунтування. Тому важливими є питання розроблення теоретичних підходів до розрахунку та аналізу параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, оскільки ці параметри, особливо під час шліфування, багато в чому залежать від пружних переміщень. Це пов'язано, в першу чергу, із високою силовою напруженістю процесу шліфування, обумовленою

інтенсивним тертям зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. У результаті енергоємність обробки під час шліфування більше, ніж під час лезової обробки, що є причиною виникнення температурних дефектів на оброблюваній поверхні й погіршення якості обробки та зниження точності обробки. Як показує практика, зменшити пружні переміщення під час шліфування можна збільшенням жорсткості технологічної системи верстата та зменшенням енергоємності обробки завдяки підвищенню ріжучої здатності шліфувального круга. Важливим напрямом слід розглядати управління пружними переміщеннями шляхом створення по-чаткового натягу в технологічній системі. У зв'язку із цим у роботі вирішується актуальне завдання визначення закономірностей формування пружних переміщень у технологічній системі під час шліфування та умов їх зменшення.

У роботах [86; 92] обгрунтовано основні напрями підвищення точності обробки під час шліфування шляхом управління пружними переміщеннями в технологічній системі. У роботі [92] наведено аналітичне рішення щодо умов виникнення пружних переміщень під час шліфування, яке отримане із застосуванням експериментальних даних сили різання, але це не дозволило в узагальненому вигляді встановити оптимальні параметри шліфування за критерієм точності обробки. Тому поставлено завдання: отримати теоретичне рішення визначення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час шліфування, із урахуванням аналітичного визначення сили різання. Такий підхід дозволить по-новому підійти до визначення основного часу обробки оптимальних параметрів шліфування за критерієм найбільшої продуктивності із урахуванням обмеження за точністю обробки.

5.1.1. Розроблення математичної моделі формування пружних переміщень під час фінішної механічної обробки матеріалів

Точність обробки залежить від багатьох чинників, обумовлених силою і температурою різання, способом базування деталі, жорсткістю верстата, інструменту, пристосування тощо. Як показує практика, найбільше впливає на точність силовий чинник, який викликає похибки обробки у зв'язку із утворенням пружних переміщень у в технологічній системі [33]:

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (5.1)$$

де P_y – радіальна складова сили різання, Н;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м.

Представимо радіальну складову сили різання P_y у вигляді:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{різ}}, \quad (5.2)$$

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

σ – умовне напруження різання, Па;

$K_{різ}$ – коефіцієнт різання;

$S = Q_0 / V_{різ}$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

$Q_0 = t \cdot S_{позд} \cdot V_{різ}$ – номінальна продуктивність обробки під час поздовжнього точіння, м³/с;

t – глибина різання, м;

$S_{позд}$ – поздовжня подача на оберт деталі, м/об.;

$V_{різ}$ – швидкість різання, м/с.

Під час однопрохідного різання залежність (5.2) набуває вигляду:

$$y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{t \cdot S_{позд}}{c} = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{Q_0}{V_{різ}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (5.3)$$

Пружне переміщення y тим менше, чим менше відношення $\sigma/K_{різ}$, продуктивність обробки Q_0 і більше швидкість різання $V_{різ}$ та жорсткість технологічної системи c .

Під час багатопрохідної обробки величина лінійного знімання матеріалу Δ визначається залежністю:

$$\Delta = n \cdot t - y, \quad (5.4)$$

де $n = \tau / \tau_0$ – поточна кількість проходів (під час поздовжнього точіння) або кількість обертів деталі (під час радіального точіння);

τ – поточний час обробки, с;

$\tau_0 = \pi \cdot D_{дет} / V_{різ}$ – час одного оберту деталі (радіальне точіння) або

$\tau_0 = l_{дет} / S_{позд}$ – час одного проходу (поздовжнє точіння), с;

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

$l_{дет}$ – довжина ходу під час поздовжнього точіння, м.

Із урахуванням залежності $\Delta = \vartheta / \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}$ (де ϑ – об'єм знятого матеріалу, м^3), поточного значення продуктивності обробки Q (що визначається залежністю $Q = \frac{d\vartheta}{d\tau}$) та залежності (5.3), залежність (5.4) після відповідних перетворень набуде вигляду лінійного диференціального рівняння першого порядку:

$$\frac{d\vartheta}{d\tau} + M \cdot \vartheta = N \cdot \tau, \quad (5.5)$$

$$\text{де } M = \frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma};$$

$$N = \frac{V_{\text{різ}}^2 \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \sigma}.$$

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

$$\begin{aligned} \vartheta &= \left[\int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{\int M \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int M \cdot d\tau} = \\ &= \left[\int N \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \tau \cdot d\tau + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau} = \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left(\tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \end{aligned} \quad (5.6)$$

Відповідно, продуктивність обробки $Q = \frac{d\vartheta}{d\tau}$ визначиться:

$$Q = \left[\frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (5.7)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається із початкової умови $y(\tau = 0) = 0$ із урахуванням залежностей (5.6) і (5.3), розглядаючи в залежності (5.2) замість параметра Q_0 параметр Q :

$$C_1 = \frac{N}{M}. \quad (5.8)$$

Після підстановки залежності (5.8) в залежності (5.6) і (5.7) отримано залежності для визначення об'єму знятого матеріалу ϑ , поточних значень продуктивності обробки Q і пружного переміщення y , виникаючого в технологічній системі:

$$\vartheta = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}} \right); \quad (5.9)$$

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}} \right); \quad (5.10)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}} \right). \quad (5.11)$$

Продуктивність обробки Q та пружне переміщення y із часом обробки збільшуються, асимптотично наближаючись до значень Q_0 і $y_{\text{ст}}$ (рис. 5.1). Стале значення $y_{\text{ст}}$ визначається із залежності (5.3), тобто

$$y_{\text{ст}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q_0}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (5.12)$$

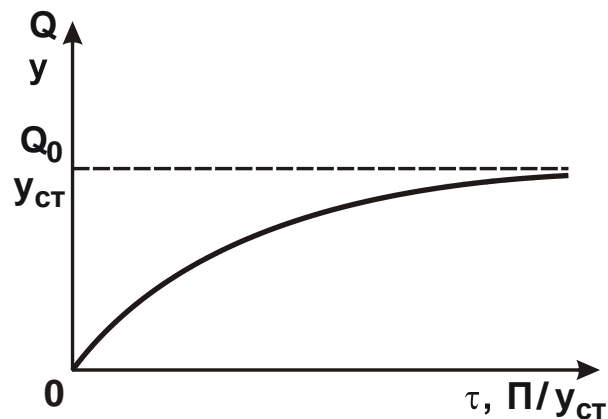


Рисунок 5.1 – Залежності продуктивності обробки Q і пружного переміщення y від часу обробки τ (або $\Pi / y_{\text{ст}}$)

Під час поздовжнього точіння $\tau = n \cdot \tau_0 = \frac{\Pi}{t} \cdot \frac{l_{\text{дет}}}{S_{\text{позд}}}$, де Π – величина знятого припуску, м. Тоді залежності (5.10) і (5.11) із урахуванням залежності (5.12) набудуть вигляду:

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{\text{ст}}}} \right); \quad (5.13)$$

$$y = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{\text{ст}}}} \right). \quad (5.14)$$

У даному випадку змінною величиною є відношення $\Pi = y_{\text{СТ}}$. Зі збільшенням цієї величини продуктивність обробки Q та пружне переміщення y збільшуються, асимптотично наближаючись до значень Q_0 і $y_{\text{СТ}}$ (рис. 5.1). Отже, збільшити продуктивність обробки Q можна завдяки збільшенню відношення $\Pi = y_{\text{СТ}}$, тобто завдяки збільшенню величини припуску Π , що знімається, або зменшенню величини $y_{\text{СТ}}$.

Зменшити пружне переміщення y можна зменшенням величини припуску Π , що знімається. Це призводить до зменшення часу обробки.

За умови $\Pi = y_{\text{СТ}} > 3$ другий доданок залежності (5.14) стає нескінченно малим і виконується умова $y \cong y_{\text{СТ}}$, тобто пружне переміщення y не залежить від припуску Π , що знімається. Виходячи із цього, слід розглядати два діапазони зміни величини y : $\Pi < 3y$ і $\Pi > 3y$. У першому діапазоні справедлива нерівність $y < y_{\text{СТ}}$ (відповідно $Q < Q_0$). У другому діапазоні справедлива умова $y \cong y_{\text{СТ}}$ (відповідно $Q \cong Q_0$). На практиці переважно має місце випадок $\Pi > 3y$.

Зменшення величини $y_{\text{СТ}}$, виходячи із залежності (5.14), неоднозначно впливає на характер зміни величини y , оскільки перший множник зменшується, а другий множник, укладений у дужки, збільшується.

Для оцінювання впливу величини $y_{\text{СТ}}$ на величину y введемо нову безрозмірну змінну $\alpha = \Pi / y_{\text{СТ}}$. Тоді залежність (5.14) після перетворень виразиться:

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}). \quad (5.15)$$

Характер зміни величини y від α за умови $\Pi = 1$ показано на рис. 5.2. Зі збільшенням величини α функція y зменшується. Це відповідає зменшенню величини y із зменшенням $y_{\text{СТ}}$. Отже, основною умовою зменшення пружного переміщення y під час обробки є зменшення величини $y_{\text{СТ}}$, що визначається залежністю (5.12).

Розкладемо експонентну функцію в степеневий ряд:

$$e^{-\frac{\Pi}{y_{\text{СТ}}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{\text{СТ}}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{\text{СТ}}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{\text{СТ}}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (5.16)$$

Тоді залежність (5.14) набуде вигляду:

$$y = \Pi \cdot \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\Pi}{y_{\text{ст}}} + \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{\Pi}{y_{\text{ст}}} \right)^2 - \dots \right). \quad (5.17)$$

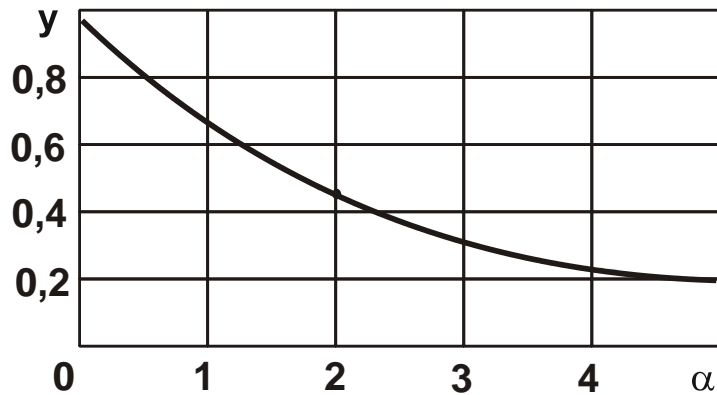


Рисунок 5.2 – Залежність величини y від α

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

5.1.2. Загальне рішення диференціального рівняння інтенсивності знімання матеріалу в процесі обробки із урахуванням пружних переміщень у технологічній системі

У п. 5.1.1 наведено аналіз отриманого рішення диференціального рівняння (5.5) із урахуванням початкової умови $y(\tau = 0) = 0$. Якщо прийняти початкову умову у вигляді $y(\tau = 0) = y_0$, то отримаємо загальне рішення диференціального рівняння першого порядку (5.5). У цьому випадку постійна інтегрування C_1 із урахуванням залежності (5.7) визначиться:

$$C_1 = \frac{N}{M} - \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{M \cdot \sigma}. \quad (5.18)$$

Після підстановки залежності (5.18) в залежності (5.6) і (5.7), отримано залежності для визначення об'єму знятого матеріалу ϑ , поточних значень продуктивності обробки Q і пружного переміщення y , виникаючого в технологічній системі [98]:

$$\vartheta = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} + \left(\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}, \quad (5.19)$$

$$Q = Q_0 - \left(Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}; \quad (5.20)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - \left(\frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} - y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}. \quad (5.21)$$

Для спрощення отриманих рішень введемо позначення:

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

Тоді залежності (5.20) і (5.21) набудуть вигляду:

$$Q = Q_0 - \left(Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}; \quad (5.22)$$

$$y = y_{\text{ст}} - (y_{\text{ст}} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}. \quad (5.23)$$

Характер зміни параметрів Q та y показано на рис. 5.3.

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 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 протягом часу τ_1 для трьох кривих, представлених на рис. 5.3, буде різною. Так, якщо через фіксовану

точку із координатами (Q, τ_1) провести сімейство кривих $Q - \tau$, то найбільша середня продуктивність обробки матиме місце за умови $y_{ст} < y_0$, а найменша – за умови $y_0 = 0$. Як видно, чим більше величина y_0 , тим більше середня продуктивність обробки.

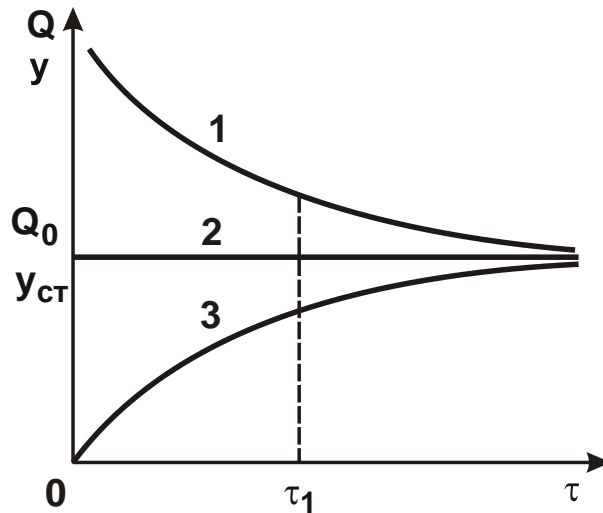


Рисунок 5.3 – Залежності продуктивності обробки Q і пружного переміщення y від часу обробки τ

Із перетвореної залежності (5.21)

$$y = y_{ст} \cdot [1 - e^{(-\beta \cdot \tau)}] + y_0 \cdot e^{(-\beta \cdot \tau)} \quad (5.24)$$

витікає, що максимальне значення величини y_0 (для заданих значень y і $\tau = \tau_1$) досягається за умови $y_{ст} = 0$. Отже, найбільш продуктивною схемою обробки із урахуванням обмеження за точністю обробки (що визначається величиною пружного переміщення y) є жорстка схема без поперечної подачі ($Q_0 = 0$) із початковим натягом y_0 в технологічній системі.

Поточні значення параметрів Q і y в даному випадку визначаються залежностями:

$$Q = \left(\frac{y_0 \cdot V_{різ} \cdot K_{різ} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{різ} \cdot K_{різ} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}; \quad (5.25)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{різ} \cdot K_{різ} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}. \quad (5.26)$$

Чим більше значення параметрів $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, c і менше значення y_0 , $D_{\text{дет}}$, $I_{\text{дет}}$, σ , тим менше часу необхідно для досягнення заданої точності обробки. Очевидно, найбільше значення величини y_0 може дорівнювати величині припуску Π , що знімається. Для виконання цієї умови, виходячи із залежності (5.25), необхідно, щоб максимально можлива продуктивність обробки Q , яка обумовлена ріжучими властивостями інструменту, дорівнювала або була порівнянною зі значенням $\frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma}$ за умови $\tau = 0$.

Із наведених даних витікає, що, створюючи в технологічній системі попередній натяг y_0 , можна реалізувати умову $Q > Q_0$ і домогтися підвищення продуктивності обробки.

Із урахуванням стійкості процесу різання (зокрема, процесу шліфування) у часі ефективно реалізувати випадок $Q = Q_0$, тобто умову

$$Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{\sigma}. \text{ Існують два шляхи її здійснення:}$$

1. Прискорене урізання шліфувального круга в оброблювану деталь до створення необхідного натягу y_0 в технологічній системі, а потім шліфування із номінальною продуктивністю обробки $Q = Q_0$ (етап чорнового шліфування). Для забезпечення необхідної точності обробки, яка дорівнює величині y , необхідно зменшити натяг у технологічній системі від значення y_0 до значення y . Це досягається запровадженням етапу виходжування (шліфування із відключеною поперечною подачею, тобто $Q_0 = 0$). На цій основі теоретично обґрунтовано відомий автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування (крива 1, рис. 5.4), що включає етап прискореного урізання шліфувального круга в оброблювану деталь (ділянка АВ), потім етап чорнового шліфування (ділянка ВС) та етап виходжування (ділянка СЕ).

На рис. 5.4 показано також характер зміни пружного переміщення із часом обробки для процесу шліфування, що не встановився у часі (крива 2).

2. Шліфування за пружною схемою із фіксованим радіальним зусиллям $P_{y_0} = c \cdot y_0 = \frac{Q_0 \cdot \sigma}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}}}$, де $V_{\text{різ}} = V_{\text{кр}}$ – швидкість шліфувального круга, м/с.

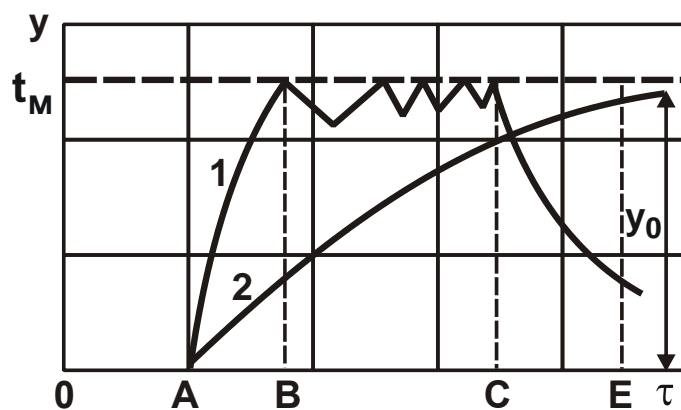


Рисунок 5.4 – Характер зміни пружного переміщення із часом обробки:
 1 – автоматизований цикл шліфування;
 2 – несталій у часі процес шліфування

Таким чином встановлено, що кардинальним рішенням проблеми підвищення продуктивності обробки за недостатньої жорсткості технологічної системи є застосування автоматизованих циклів шліфування за жорсткою схемою із попереднім створенням натягу величиною y_0 , а також застосування пружної схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям.

Враховучи важливість отриманого теоретичного рішення, проведемо його аналіз на основі застосування іншого теоретичного підходу на прикладі технологічної операції круглого зовнішнього поздовжнього багатопрхідного шліфування циліндричної деталі діаметром $D_{дет}$ і довжиною $l_{дет}$.

5.1.3. Технологічне забезпечення продуктивності і точності обробки під час шліфування

У загальному вигляді фактична продуктивність обробки $Q_{ф}$ визначається залежностями:

$$Q_{ф} = \frac{\vartheta}{\tau} = Q_{ном} \cdot \left(1 - \frac{y}{\Pi}\right), \quad (5.27)$$

де $\vartheta = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot (\Pi - y)$ – об'єм матеріалу, що знімається за час τ із циліндричної деталі під час шліфування, m^3 ;

Π – величина припуску, що знімається, m ;

y – величина пружного переміщення, що визначає точність розміру оброблюваної деталі, м;

$\tau = n \cdot \tau_0$ – час шліфування, с;

$n = \Pi / t$ – кількість поздовжніх ходів круга;

t – глибина шліфування, м;

$\tau_0 = l_{\text{дет}} / S_{\text{позд}}$ – час одного поздовжнього ходу круга, с;

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

$Q_{\text{ном}} = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t \cdot S_{\text{позд}}$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с.

Із залежності (5.27) витікає, що фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ завжди менше номінальної продуктивності обробки $Q_{\text{ном}}$ у зв'язку із виникненням в технологічній системі пружного переміщення y . Величина y в загальному випадку залежить від жорсткості системи, ріжучої здатності шліфувального круга, режимів шліфування та інших умов обробки і може змінюватися в межах $(0 \dots 1) \cdot \Pi$. Відповідно, фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ може змінюватися в межах $(0 \dots 1) \cdot Q_{\text{ном}}$.

Цим показано, що основним шляхом збільшення $Q_{\text{ф}}$ необхідно розглядати зменшення величини пружного переміщення завдяки зміні умов обробки. Величина y визначає точність розміру обробки. Вона задається на кресленні оброблюваної деталі й за величиною значно менше припуску Π , що знімається. Із урахуванням цього в залежності (5.27) другим доданком можна знехтувати, у результаті чого приходимо до залежності $Q_{\text{ф}} \approx Q_{\text{ном}}$. У даному випадку номінальна продуктивність обробки пов'язана певним чином із величиною y . Для встановлення цього зв'язку слід скористатися відомим теоретичним рішенням, наведеним у роботі [47]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{мит}}}{c \cdot K_{\text{ш}}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ф}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \approx \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ном}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}, \quad (5.28)$$

де P_y , P_z – радіальна і тангенціальна складові сили різання під час шліфування, Н;

c – приведена жорсткість технологічної системи в радіальному напрямі, Н/м;

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

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{\text{мит}} = Q_{\text{ф}} / V_{\text{кр}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими ріжучими зернами шліфувального круга, м²;

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

Із залежності (5.28) витікає, що величина u і номінальна продуктивність обробки $Q_{\text{ном}}$ пов'язані між собою лінійною залежністю. Отже, зменшення величини u вимагає пропорційного зменшення $Q_{\text{ном}}$ і, відповідно, $Q_{\text{ф}}$, що неефективно, особливо під час знімання великих припусків.

Що ж треба зробити, щоб підвищити продуктивність обробки, забезпечуючи при цьому необхідну точність обробки? Цілком очевидним є рішення, пов'язане із застосуванням циклу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування, що включає два етапи. На першому етапі здійснюється чорнове шліфування із максимально можливою номінальною продуктивністю обробки $Q_{\text{ном}}$. На другому етапі – чистове шліфування із меншою номінальною продуктивністю обробки $Q_{\text{ном}}$, яка визначається відповідно до залежності (5.28) і забезпечує задану точність обробки u . Величина припуску, що знімається на другому етапі, дорівнює величині пружного переміщення, що виникає на першому етапі шліфування.

Існують цикли шліфування, що включають декілька етапів. На практиці широке застосування отримав цикл шліфування, що включає етап чорнового шліфування і етап виходжування, тобто етап шліфування із відключеною поперечною подачею верстата. На даному етапі процес зняття припуску відбувається за рахунок пружних переміщень у технологічній системі, які виникли на попередньому етапі чорнового шліфування.

Середня фактична продуктивність обробки розглянутого циклу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування визначається такою залежністю:

$$Q_{\text{ср}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \Pi}{(\tau_1 + \tau_2)}, \quad (5.29)$$

де τ_1, τ_2 – тривалості першого і другого етапів циклу шліфування, с.

Із залежності (5.29) витікає, що середня фактична продуктивність циклу шліфування $Q_{\text{ср}}$ для заданих значень $D_{\text{дет}}$, $l_{\text{дет}}$ і Π визначається двома параметрами: τ_1 і τ_2 . Фізично вони пов'язані між собою, оскільки час τ_1 визначає величину пружного переміщення на етапі чорнового шліфування, яка дорівнює припуску, що знімається на етапі виходжування, й, відповідно, визначає час τ_2 .

Як показано раніше, час $\tau_1 = \Pi / S_{\text{поп}}$, де $S_{\text{поп}}$ – швидкість поперечної подачі, м/с. Для визначення часу τ_2 необхідно аналітично описати механіку формування величини пружного переміщення y на етапі виходжування.

Припустимо, на етапі чорнового шліфування відбулося пружне деформування елементів технологічної системи в радіальному напрямі на величину Π_2 . Ця величина дорівнює припуску, що знімається на наступному етапі виходжування. На етапі чорнового шліфування припуск, що знімається, дорівнює $\Pi_1 = \Pi - \Pi_2$.

Інтегральна форма рівняння, що описує зміну величини пружного переміщення y в часі τ на етапі виходжування, приймає вигляд:

$$\Pi_2 = \int S_{\text{поп}}(\tau) \cdot d\tau + y, \quad (5.30)$$

де $S_{\text{поп}}(\tau)$ – фактична лінійна швидкість знімання матеріалу, м/с.

Для спрощення рішення слід встановити диференціальну форму рівняння, що описує зміну величини пружного переміщення y в часі τ , виходячи із загального рівняння:

$$\Pi_2 = \frac{\vartheta}{F} + y, \quad (5.31)$$

де $\frac{\vartheta}{F} = h$ – товщина шару знятого матеріалу із оброблюваної циліндричної деталі, м;

$\vartheta = F \cdot h$ – об'єм знятого матеріалу, м³;

$F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}$ – площа зовнішньої (оброблюваної) поверхні циліндричної деталі, м² (рис. 5.5).

Величина пружного переміщення y в загальному вигляді визначається залежністю (5.28), яка виражена відносно невідомої змінної величини $Q_{\text{ф}}$ – фактичної продуктивності обробки, що досягається на етапі виходжування.

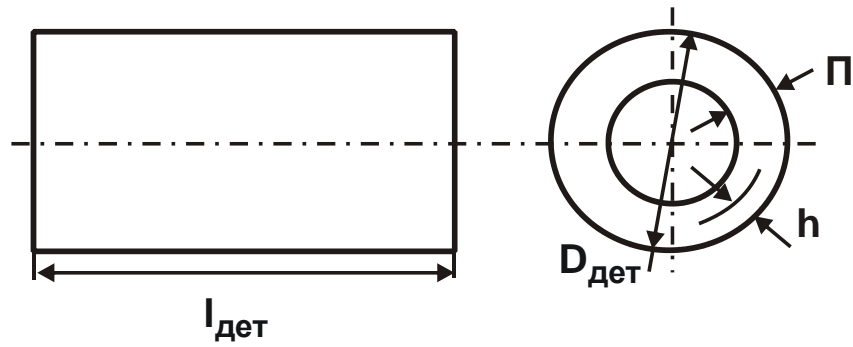


Рисунок 5.5 – Геометричні параметри оброблюваної деталі

Між параметрами ϑ і Q_{ϕ} існує зв'язок:

$$Q_{\phi} = \frac{d\vartheta}{d\tau}. \quad (5.32)$$

Із урахуванням залежностей (5.28) і (5.32) рівняння (2.5) набуде вигляду:

$$\Pi_2 = \frac{\vartheta}{F} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{d\vartheta}{d\tau}. \quad (5.33)$$

Після його перетворення отримано лінійне диференціальне рівняння із правою частиною:

$$\frac{d\vartheta}{d\tau} + A \cdot \vartheta = B, \quad (5.34)$$

де $A = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F};$

$$B = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_1}{\sigma}.$$

Загальне рішення даного диференціального рівняння відоме і має вигляд:

$$\vartheta = \left[\int d\tau \cdot B \cdot e^{\int A \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int A \cdot d\tau} = \Pi_2 \cdot F + C_1 \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (5.35)$$

де C_1 – постійна інтегрування, встановлюється за початкової умови.

Із урахуванням залежності (5.32) фактична (поточна) продуктивність обробки на етапі виходжування Q_{ϕ} визначається:

$$Q_{\phi} = -A \cdot C_1 \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (5.36)$$

Величина пружного переміщення y , відповідно до залежності (5.28) із урахуванням залежності (5.36), виразиться:

$$y = -\frac{C_1}{F} \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (5.37)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається із початкової умови:

$$y|_{\tau=0} = \Pi_2.$$

Після підпорядкування залежності (5.37) цій початковій умові, маємо:

$$C_1 = -\Pi_2 \cdot F. \quad (5.38)$$

Після підстановки отриманого значення постійної величини C_1 в залежності (5.35) – (5.37), отримано залежності для визначення змінних параметрів ϑ , Q_ϕ і y :

$$\vartheta = \vartheta_{02} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} \right); \quad (5.39)$$

$$Q_\phi = Q_{\phi 2} \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}; \quad (5.40)$$

$$y = \Pi_2 \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}, \quad (5.41)$$

де $\vartheta_{02} = \Pi_2 \cdot F$;

$$Q_{\phi 2} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2}{\sigma}.$$

Із наведених залежностей витікає, що із часом обробки τ на етапі виходжування об'єм знятого матеріалу ϑ збільшується, а фактична (поточна) продуктивність обробки Q_ϕ і величина пружного переміщення y зменшуються за експонентним законом (рис. 5.6).

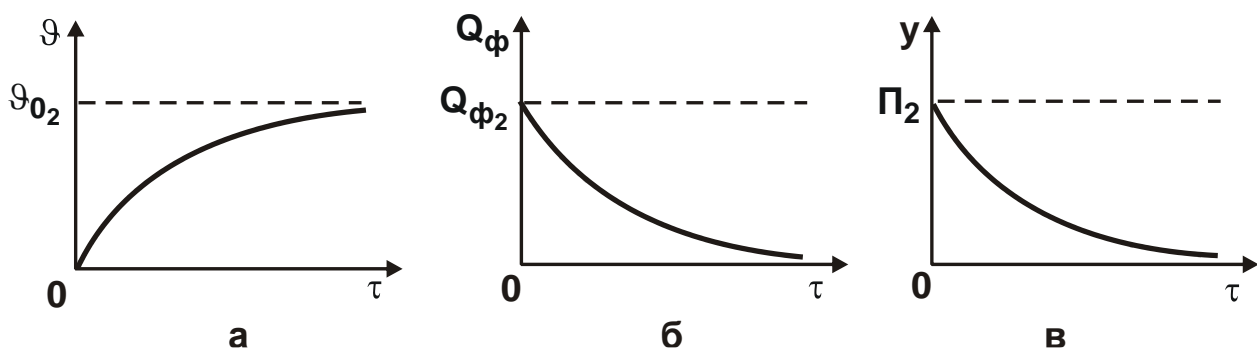


Рисунок 5.6 – Зміна параметрів ϑ (а), Q_ϕ (б) і y (в) із часом обробки τ

Як видно, завдяки застосуванню етапу виходжування можна суттєво зменшити величину y і домогтися необхідної точності обробки y_0 . Однак, це досягається завдяки зменшенню продуктивності обробки $Q_{\phi} \rightarrow 0$, яка змінюється в часі τ за законом зміни величини пружного переміщення в технологічній системі y .

Із залежності (5.41) визначають час $\tau = \tau_2$, що витрачається на етапі виходжування для забезпечення необхідної точності обробки y_0 :

$$\tau_2 = -\frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \frac{y_0}{\Pi_2}. \quad (5.42)$$

Знак "-" в залежності (5.42) пояснюється негативним значенням $\ln \frac{y_0}{\Pi_2} = \ln y_0 - \ln \Pi_2$, оскільки $\ln y_0 < \ln \Pi_2$.

Із залежності (5.42) витікає, що зменшити час τ_2 і, відповідно, продуктивність обробки Q_{ϕ} для досягнення необхідної точності обробки y_0 можна зменшенням умовного напруження різання σ і збільшенням коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ (тобто підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга), а також збільшенням наведеної жорсткості технологічної системи c і швидкості круга $V_{\text{кр}}$.

Залежність (5.42) необхідно подати у вигляді:

$$\tau_2 = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln y_0). \quad (5.43)$$

Як видно, значно впливає на час τ_2 величина припуску Π_2 , що знімається: зі збільшенням Π_2 час τ_2 збільшується. Величина Π_2 , що формується на етапі чорного шліфування і знімається на етапі виходжування, дорівнює $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$, де Π_1 – величина припуску, що знімається на етапі чорного шліфування.

Час τ_1 можна подати у вигляді:

$$\tau_1 = n \cdot \tau_0 = \frac{l_{\text{дет}} \cdot \Pi}{t \cdot S_{\text{позд}}}. \quad (5.44)$$

де $n = \Pi / t$ – кількість поздовжніх ходів круга, необхідних для зняття припуску величиною Π ;

$\tau_0 = l_{\text{дет}} / S_{\text{позд}}$ – час одного поздовжнього ходу круга, c .

Глибину шліфування t слід виразити через величину пружного переміщення y , що виникає на етапі чорнового шліфування. Для цього необхідно скористатися залежністю (5.28), розглядаючи в ній $y = \Pi_2$ та $Q_{\text{НОМ}} = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$, де B_1 – поздовжня подача, м/об. Вирішуючи залежність (5.28) щодо глибини шліфування t , отримано:

$$t = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi_2}{\sigma \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}}} \quad (5.45)$$

Після підстановки залежності (5.45) у залежність (5.44), маємо:

$$\tau_1 = \frac{I_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \Pi_2} \quad (5.46)$$

Загальний час циклу шліфування $(\tau_1 + \tau_2)$ із урахуванням залежностей (5.45) і (5.46) виразиться:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{I_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \Pi_2} + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln y_0) \quad (5.47)$$

На етапах чорнового шліфування і виходжування відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$, що визначає ріжучу здатність круга, приймає різні значення в зв'язку із різними значеннями глибини шліфування. Тому значення $\sigma/K_{\text{ш}}$, що входять в перший і другий доданки залежності (5.47), різні.

Позначимо значення $\sigma/K_{\text{ш}}$ на етапах чорнового шліфування і виходжування відповідно: $\left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}}\right)_1$ і $\left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}}\right)_2$, $z = \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}}\right)_2 / \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}}\right)_1$ – безрозмірний коефіцієнт ($z \geq 1$). Перетворюючи залежність (5.47) із урахуванням зроблених припущень, маємо:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \left(\frac{\sigma}{K_{\text{ш}}}\right)_1 \cdot \left[\frac{I_{\text{дет}} \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{c \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot \Pi_2} + \frac{F}{c \cdot V_{\text{кр}}} \cdot z \cdot (\ln \Pi_2 - \ln y_0) \right] \quad (5.48)$$

За умови $\Pi_2 = y_0$ приходимо до випадку, коли точність обробки y_0 формується на етапі чорнового шліфування, а етап виходжування відсутній, тобто $\tau_2 = 0$.

У цьому випадку час обробки τ_1 , виходячи із залежності (5.47), визначиться:

$$\tau_1 = \frac{I_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot y_0} \quad (5.49)$$

Як видно, чим менше величина y_0 , тим більше час τ_1 .

Слід виконати аналіз отриманої залежності (5.48). Параметр Π_2 в першому доданку входить в знаменник, а в другому доданку – в чисельник, тобто протилежно впливає на час $(\tau_1 + \tau_2)$. Тому зі збільшенням параметра Π_2 час $(\tau_1 + \tau_2)$ буде змінюватися за екстремальною залежністю. Спочатку, завдяки зменшенню першого доданка залежності (5.48) час $(\tau_1 + \tau_2)$ буде зменшуватися, потім, після проходження точки мінімуму – збільшуватися (завдяки збільшенню другого доданка).

Слід виконати дослідження функції $(\tau_1 + \tau_2)$, описуваної залежністю (5.48), на екстремум, спочатку розглядаючи спрощений випадок $z = 1$. У результаті приходимо до залежності (5.47). Для визначення екстремуму функції $(\tau_1 + \tau_2)$ необхідно виконати диференціювання її за змінною величиною Π_2 :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}' = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{I_{дет} \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{S_{позд} \cdot \Pi_2^2} + \frac{F}{\Pi_2} \right). \quad (5.50)$$

Прирівнюючи отриманий вираз до нуля, і виражаючи його відносно змінної Π_2 із урахуванням $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot I_{дет}$, маємо:

$$\Pi_2 = \frac{B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд}}. \quad (5.51)$$

Після множення і ділення параметра Π_2 на глибину шліфування t , отримано:

$$\Pi_2 = \frac{B_1 \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t} = \frac{Q \cdot \Pi}{Q} = \Pi, \quad (5.52)$$

де Q – продуктивність обробки на етапі чорнового шліфування, m^3/c .

Таким чином, із залежності (5.52) витікає, що екстремальне значення параметра Π_2 дорівнює величині припуску Π , що знімається.

Для визначення характеру екстремуму функції $(\tau_1 + \tau_2)$ у точці $\Pi_2 = \Pi$ слід визначити другу похідну від функції $(\tau_1 + \tau_2)$ за змінною величиною Π_2 :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{I_{дет} \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{S_{позд} \cdot \Pi_2^3} - \frac{F}{\Pi_2^2} \right). \quad (5.53)$$

Для визначення знака другої похідної функції $(\tau_1 + \tau_2)$ у точці екстремуму – $\Pi_2 = \Pi$ необхідно помножити і розділити перший доданок залежності на добуток параметрів: $\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t$.

У результаті отримано:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2 = \Pi}'' = \frac{\sigma \cdot I_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi^2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot Q}{Q} - \pi \cdot D_{\text{дет}} \right) = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot I_{\text{дет}} \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi^2}, \quad (5.54)$$

де $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t = V_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$.

Як видно, друга похідна функції $(\tau_1 + \tau_2)$ в точці екстремуму $\Pi_2 = \Pi$ приймає позитивне значення. Із цього витікає, що в точці екстремуму $\Pi_2 = \Pi$ досягається мінімум функції $(\tau_1 + \tau_2)$, рис. 5.7. Отже, із точки зору зменшення загального часу розглянутого циклу шліфування (або збільшення продуктивності обробки) доцільно виключити із циклу етап чорнового шліфування, тобто зняття всього припуску здійснювати лише на етапі виходжування, створюючи в технологічній системі початковий натяг, рівний величині припуску Π , що знімається.

Таким чином встановлено, що оптимальним циклом круглого зовнішнього поздовжнього багатопрохідного шліфування, що забезпечує максимально можливу продуктивність обробки із урахуванням обмеження за точністю обробки, є цикл шліфування, що включає лише етап виходжування.

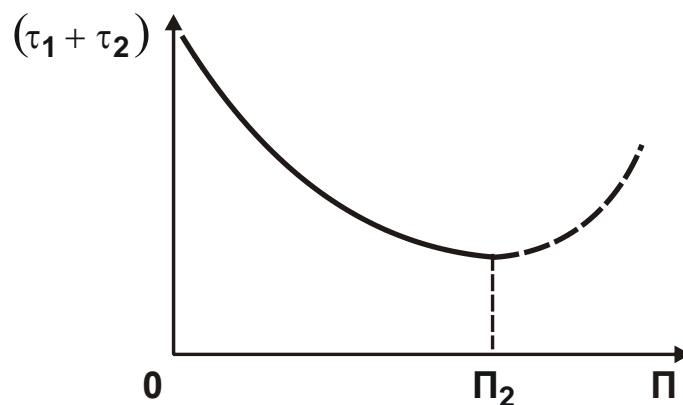


Рисунок 5.7 – Загальний вигляд функції $(\tau_1 + \tau_2)$

Для більш повного теоретичного аналізу технологічних можливостей розглянутого циклу шліфування, слід встановити залежність функції $(\tau_1 + \tau_2)$ від параметра Π_2 , приймаючи $\Pi_2 = k_2 \cdot \Pi$, де k_2 – безрозмірний коефіцієнт, що змінюється в межах $0 \dots 1$. За умови $k_2 = 1$, очевидно, приходимо до оптимального циклу шліфування, що забезпечує мінімум функції $(\tau_1 + \tau_2)$.

Для аналізу функції $(\tau_1 + \tau_2)$ необхідно перетворити залежність (5.47) із урахуванням виразу $F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}$ до вигляду:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{\sigma \cdot l_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[\frac{B_1 \cdot V_{\text{дет}}}{k_2 \cdot S_{\text{позд}}} + \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot (\ln k_2 \cdot \Pi - \ln y_0) \right]. \quad (5.55)$$

Приймаючи $y_0 = k_0 \cdot \Pi$, після множення і ділення першого доданку залежності (5.55) на добуток $\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t$, отримано:

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2) &= \frac{\sigma \cdot l_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[\frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot Q}{k_2 \cdot Q} + \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot (\ln k_2 \cdot \Pi - \ln k_0 \cdot \Pi) \right] = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[\frac{1}{k_2} + \ln \left(\frac{k_2}{k_0} \right) \right] \end{aligned} \quad (5.56)$$

У результаті перетворень отримано залежність із безрозмірними величинами (в квадратних дужках), яка зручна для аналізу, позначаючи в ній:

$$\Phi = \left[\frac{1}{k_2} + \ln \left(\frac{k_2}{k_0} \right) \right]. \quad (5.57)$$

У табл. 5.1 наведено розрахункові значення безрозмірної функції Φ , що визначає функцію $(\tau_1 + \tau_2)$ в безрозмірних величинах відповідно до залежності (5.56).

Таблиця 5.1 – Розрахункові значення безрозмірної функції Φ для $k_0 = 0,01$

k_1	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Φ	5,6	5,9	6,7	8,0	12,3	21,7	50,7	100,0

Як витікає із табл. 5.1, зі зменшенням коефіцієнта k_2 від 1,0 до 0,1 безрозмірна функція Φ збільшилася незначно (приблизно в 2 рази).

Зі зменшенням коефіцієнта k_2 від 0,1 до 0,01 безрозмірна функція Φ збільшилася достатньо суттєво (приблизно у 8 разів).

Зі зменшенням коефіцієнта k_2 від 1,0 до 0,01 (тобто в усьому можливому діапазоні) безрозмірна функція Φ збільшилася приблизно в 18 разів. Це указує на те, що оптимальне (мінімальне) значення функції Φ (за умови $k_2 = 1,0$) значно менше максимального значення, рівного $\Phi = 100,0$.

Графічно функцію Φ показано на рис. 5.8,а.

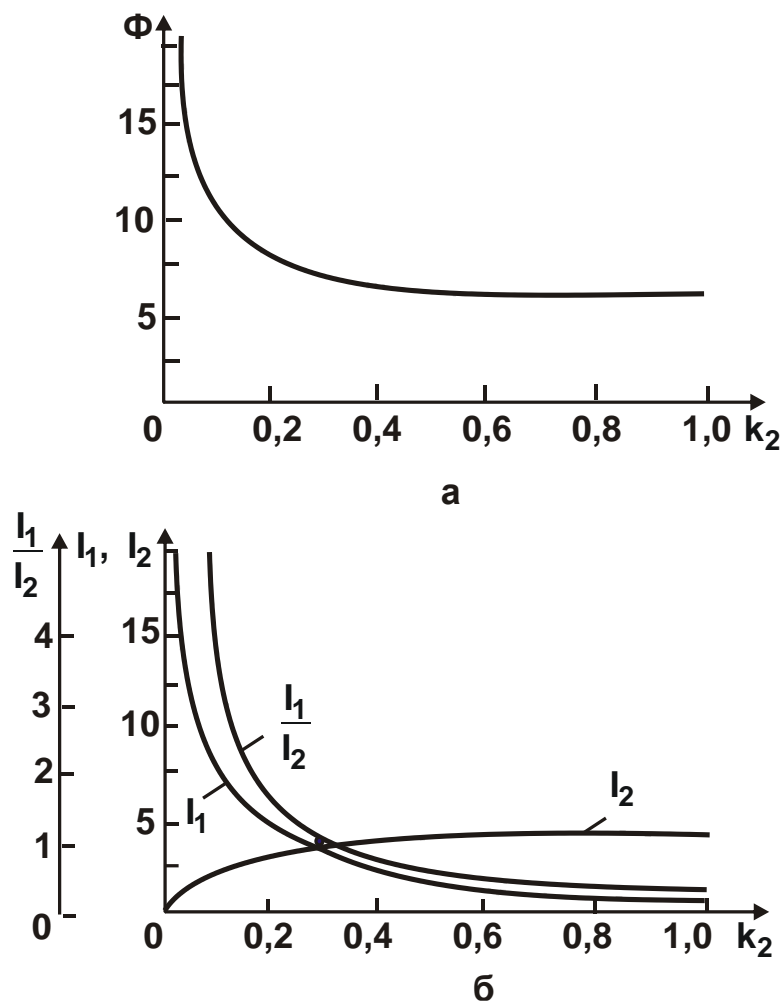


Рисунок 5.8 – Зміна безрозмірної функції Φ (а)

і параметрів l_1 , l_2 , $\frac{l_1}{l_2}$ (б) від безрозмірного коефіцієнта k_2

Оскільки в діапазоні зміни коефіцієнта $k_2 = 1,0 \dots 0,2$ безрозмірна функція Φ змінюється мало (збільшилася всього в 1,4 рази), можна рекомендувати для практичного застосування цикл шліфування, що

включає етап чорнового шліфування (який реалізує значення $k_2 = 1,0 \dots 0,2$) і етап виходжування. Зменшення значення коефіцієнта k_2 , починаючи із 0,1, призводить до значного зменшення безрозмірної функції Φ (зменшення продуктивності обробки), що неефективно.

Заслугує на увагу питання щодо характеру зміни першого і другого доданків функції Φ залежно від коефіцієнта k_2 . Тому в табл. 5.2 наведено розрахункові значення двох доданків функції Φ , перший із яких визначає безрозмірний час етапу чорнового шліфування, а другий – безрозмірний час етапу виходжування.

Як витікає із табл. 5.2, зі зменшенням коефіцієнта k_2 перший доданок, рівний $1/k_2$, збільшується, а другий доданок, рівний $\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$, навпаки, зменшується аж до нуля. Відмінність від нуля першого доданка для значення $k_2 = 1,0$ пов'язане із тим, що на етапі чорнового шліфування відсутнє знімання матеріалу. У даному випадку відбувається лише пружне деформування елементів технологічної системи на величину припуску, що знімається, $\Pi_2 = \Pi$. Іншими словами, етап чорнового шліфування необхідний для створення початкового натягу в технологічній системі, рівного величині припуску, що знімається, $\Pi_2 = \Pi$. У табл. 5.2 також наведено розрахункові значення відношення двох доданків функції Φ . Зі зменшенням коефіцієнта k_2 дане відношення необмежено збільшується.

Таблиця 5.2 – Розрахункові значення доданків: $\frac{1}{k_2}$ і $\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$

та їхні відношення для $k_0 = 0,01$

k_2	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
$l_1 = \frac{1}{k_2}$	1,0	2,0	3,3	5,0	10,0	20,0	50,0	100,0
$\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$	4,6	3,9	3,4	3,0	2,3	1,7	0,7	0
$\frac{l_1}{l_2}$	0,22	0,51	0,97	1,67	4,35	11,76	71,4	∞

Графічно характер зміни двох розглянутих доданків функції Φ і їх відношення показано на рис. 5.8,б.

Приклад розрахунку параметрів циклу шліфування.

Для $\Pi_2 = 0,005$ мм і $k_0 = 0,01$ максимальна величина припуску, що знімається, $\Pi = \frac{y_0}{k_0} = 0,5$ мм.

Із урахуванням допустимого діапазону зміни коефіцієнта $k_2 = 1,0 \dots 0,2$ величина припуску Π_2 може змінюватися в діапазоні $0,5 \dots 0,1$ мм. Відповідно $\Pi_1 = \Pi - \Pi_2 = 0 \dots 0,4$ мм.

Отже, на етапі чорнового шліфування допустимо зняття припуску величиною $\Pi_1 = 0 \dots 0,4$ мм, а на етапі виходжування – зняття припуску величиною $\Pi_2 = 0,5 \dots 0,1$ мм.

У табл. 5.3 наведено значення двох доданків безрозмірної функції Φ і значення власне функції Φ для $k_0 = 0,1$.

Таблиця 5.3 – Розрахункові значення параметрів

k_2	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1
$\frac{1}{k_2}$	1,0	2,0	3,3	5,0	10,0
$\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$	2,3	1,6	1,1	0,7	0
Φ	3,3	3,6	4,4	5,7	10,0

У даному випадку значення безрозмірної функції Φ менше, ніж для випадку $k_0 = 0,01$, що пов'язано зі зниженням точності обробки.

5.1.4. Оптимізація структури і параметрів операції круглого зовнішнього поздовжнього глибинного шліфування

Для більш детального аналізу технологічних можливостей алмазного шліфування із точки зору забезпечення максимальної продуктивності із урахуванням обмеження за точністю обробки, необхідно виконати оптимізацію структури і параметрів обробки та виконати

теоретичний аналіз операції круглого зовнішнього поздовжнього глибинного (однопрохідного) шліфування.

На відміну від багатопрохідного шліфування, метод глибинного шліфування забезпечує видалення припуску за один поздовжній хід круга із більш високою продуктивністю обробки [85]. Метод глибинного шліфування ефективно застосовувати під час знімання значних припусків.

Тривалість τ_1 переходу чорнового шліфування в цьому випадку визначається:

$$\tau_1 = \frac{I_{\text{дет}}}{S_{\text{позд}}}. \quad (5.58)$$

Слід виразити швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ через величину пружного переміщення Π_2 , що виникає під час глибинного шліфування. Для цього необхідно скористатися залежністю (5.28), виразивши в ній продуктивність обробки $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{позд}} \cdot t$. Фактична глибина шліфування під час однопрохідного глибинного шліфування дорівнює $t = \Pi - \Pi_2$. Тоді, виходячи із залежності (5.28), швидкість поздовжньої подачі $S_{\text{позд}}$ можна виразити величиною пружного переміщення Π_2 . У результаті маємо:

$$S_{\text{позд}} = \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi_2}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}. \quad (5.59)$$

Відповідно час τ_1 визначиться підстановкою залежності (5.59) в залежність (5.58) із урахуванням $F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot I_{\text{дет}}$:

$$\tau_1 = \frac{F \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi_2}. \quad (5.60)$$

Тривалість τ_2 переходу виходжування визначається залежністю (5.43). Підсумовуючи параметри τ_1 і τ_2 , маємо:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi_2} + \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln \delta_0) \quad (5.61)$$

або

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[\frac{\Pi - \Pi_2}{\Pi_2} + (\ln \Pi_2 - \ln \delta_0) \right]. \quad (5.62)$$

Як видно, функція $(\tau_1 + \tau_2)$ має екстремум від параметра Π_2 . Тому слід провести дослідження функції $(\tau_1 + \tau_2)$ на екстремум. Для цього слід визначити першу похідну від функції $(\tau_1 + \tau_2)$ за параметром Π_2 :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{\Pi}{\Pi_2^2} + \frac{1}{\Pi_2} \right). \quad (5.63)$$

Прирівнюючи отриманий вираз нулю, визначено екстремальне значення параметра Π_2 , яке дорівнює $\Pi_2 = \Pi$.

Таким чином встановлено, що як і у випадку багатопрохідного шліфування, екстремальне значення параметра Π_2 дорівнює величині припуску Π , що знімається.

Друга похідна функції $(\tau_1 + \tau_2)$ за параметром Π_2 дорівнює:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \Pi}{\Pi_2^3} - \frac{1}{\Pi_2^2} \right). \quad (5.64)$$

Значення другої похідної $(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}''$ в точці екстремуму $\Pi_2 = \Pi$ визначається залежністю:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2}{\Pi^2} - \frac{1}{\Pi^2} \right) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{1}{\Pi}. \quad (5.65)$$

Як видно, друга похідна функції $(\tau_1 + \tau_2)$ в точці екстремуму позитивна, отже, має місце мінімум функції $(\tau_1 + \tau_2)$.

Для аналізу залежність (5.62) необхідно перетворити із урахуванням виразів $\Pi_2 = k_2 \cdot \Pi$ і $y_0 = k_0 \cdot \Pi$:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\frac{1}{k_2} - 1 + \ln \left(\frac{k_2}{k_0} \right) \right]. \quad (5.66)$$

Залежність (5.66), яку отримано для операції глибинного шліфування, і залежність (5.57), яку отримано для операції багатопрохідного шліфування, із урахуванням виразу $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$ відрізняються лише тим, що залежність (5.66) в квадратних дужках містить додатковий доданок (-1) . Це указує на те, що тривалість операції глибинного шліфування менше. Однак, остаточно судити щодо ефективності застосування тієї чи іншої операції шліфування можна буде за реалізованим на практиці значенням коефіцієнта k_2 , який входить в залежності (5.66) і (5.57).

5.2. Теоретичний аналіз параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі

5.2.1. Формування параметрів точності обробки із урахуванням похибки форми заготовки

За умови нерівномірного припуску, що знімається (похибки форми заготовки), важливо забезпечити точність оброблюваної деталі [37]. Припустимо, мінімальний припуск, що знімається, дорівнює Π_{\min} , а максимальний припуск дорівнює Π_{\max} . Виходячи із залежності (5.40), мінімальне y_{\min} та максимальне y_{\max} значення похибки обробки, які обумовлені пружним переміщенням у технологічній системі, визначаються залежностями:

$$y_{\min} = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{\min}}{y_{\text{ст}}}} \right); \quad (5.67)$$

$$y_{\max} = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{ст}}}} \right). \quad (5.68)$$

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

$$\Delta y = y_{\text{ст}} \cdot e^{-\frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{ст}}}} \cdot \left(e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{\text{ст}}}} - 1 \right), \quad (5.69)$$

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

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

Для оцінювання впливу величини $y_{\text{ст}}$ на Δy залежність (5.69) перетворимо із урахуванням коефіцієнта $\alpha = \Pi_{\max} / y_{\text{ст}}$:

$$\Delta y = \frac{\Pi_{\max}}{\alpha} \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[e^{\frac{\alpha \cdot \Delta \Pi}{\Pi_{\max}}} - 1 \right]. \quad (5.70)$$

За постійних значень Π_{\max} , $\Delta\Pi = \text{const}$ зі збільшенням коефіцієнта α (що відповідає зменшенню величини $y_{\text{ст}}$) значення функції $\Delta y / \Pi_{\max}$, що визначається залежністю (5.70), зменшується (рис. 5.9). Отже, зменшити величину Δy можна зменшенням величини $y_{\text{ст}}$.

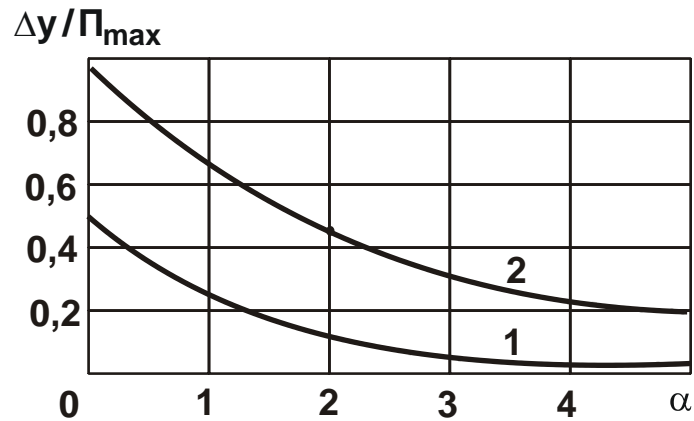


Рисунок 5.9 – Залежність $\Delta y / \Pi_{\max}$ від α :
 1 – $\Delta\Pi / \Pi_{\max} = 0,01$; 2 – $\Delta\Pi / \Pi_{\max} = 0,5$

За одночасного забезпечення вимог щодо точності розміру y_{\max} та форми обробленої деталі Δy оптимальні умови обробки необхідно визначати із системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{\max} = y_{\text{ст}} \cdot \left[1 - e^{-\frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{ст}}}} \right] \\ \Delta y = y_{\text{ст}} \cdot e^{-\frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{ст}}}} \cdot \left[e^{\frac{\Delta\Pi}{y_{\text{ст}}}} - 1 \right] \end{cases} \quad (5.71)$$

У даному випадку значення параметрів y_{\max} , Δy , $\Delta\Pi$ – задано, необхідно визначити значення параметрів Π_{\max} і $y_{\text{ст}}$. Для цього перше рівняння слід розв'язати відносно функції $e^{-\frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{ст}}}}$ та отриманий вираз підставити у друге рівняння:

$$\frac{\Delta y}{y_{\text{ст}} - y_{\max}} = e^{\frac{\Delta\Pi}{y_{\text{ст}}}} - 1. \quad (5.72)$$

Із отриманого рівняння (5.72) чисельним методом визначаються значення $y_{\text{СТ}}$, а із першого рівняння системи (5.71) – значення Π_{max} .

5.2.2. Умови виправлення похибки форми заготовки

Представимо залежність (5.69) у вигляді:

$$\Delta y = y_{\text{СТ}} \cdot \left(e^{\frac{\Pi_{\text{min}}}{y_{\text{СТ}}}} - e^{\frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{СТ}}}} \right). \quad (5.73)$$

Розкладемо експоненційні функції в степеневі ряди:

$$e^{\frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{СТ}}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{СТ}}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{СТ}}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{СТ}}}\right)^3}{3!} + \dots; \quad (5.74)$$

$$e^{\frac{\Pi_{\text{min}}}{y_{\text{СТ}}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{min}}}{y_{\text{СТ}}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{min}}}{y_{\text{СТ}}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{\text{min}}}{y_{\text{СТ}}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (5.75)$$

Обмежуючись трьома першими доданками в розкладаннях експонентних функцій (5.74) і (5.75), залежність (5.73) набуде вигляду:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left(1 - \frac{\Pi_{\text{ср}}}{y_{\text{СТ}}} \right), \quad (5.76)$$

де $\Pi_{\text{ср}} = \frac{\Pi_{\text{min}} + \Pi_{\text{max}}}{2}$;

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

Виходячи із наближеної залежності (5.76), величина Δy тим менше, чим менше $\Delta \Pi$, $y_{\text{СТ}}$ і більше $\Pi_{\text{ср}}$.

Виразимо величину $y_{\text{СТ}}$ залежністю (5.12):

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left(1 - \frac{\Pi_{\text{ср}} \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (5.77)$$

У загальному випадку зменшити величину Δy можна зменшенням параметрів $\Delta \Pi$, Q_0 , σ і збільшенням $\Pi_{\text{ср}}$, $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, c .

За певних значень параметрів $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, σ , Q_0 незалежно від значень $\Delta \Pi$, $\Pi_{\text{ср}}$ і c другий множник в залежності (5.77) може бути зменшений до нуля. Чим більше $\Pi_{\text{ср}}$ і менше $\Delta \Pi$, тим простіше забез-

печити необхідну точність обробки Δy . За невеликого значення $\Pi_{\text{ср}}$ слід зменшити продуктивність обробки Q_0 та збільшити швидкість $V_{\text{різ}}$.

Другий множник залежності (5.77), за суттю, є передатною функцією між похибкою форми заготовки $\Delta\Pi$ і похибкою форми обробленої деталі Δy . Чисельно передатна функція менше одиниці.

За значень передавальної функції, близьких до одиниці, виконується умова $\Delta y \rightarrow \Delta\Pi$, тобто має місце копіювання в процесі обробки похибки форми заготовки без зняття оброблюваного матеріалу. Це відбувається за невеликих значень параметрів $\Pi_{\text{ср}}$, $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, c і відносно великих значень параметрів Q_0 і σ , наприклад, під час різання недостатньо гострим інструментом.

Передатна функція відповідає прийнятому у технології машинобудування коефіцієнту уточнення похибки k_y :

$$k_y = \frac{\Delta y}{\Delta\Pi} = \left(1 - \frac{\Pi_{\text{ср}} \cdot V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (5.78)$$

Зворотна величина називається уточненням I_y . Найчастіше виконується умова $I_y > 1$. Отже, зі збільшенням тривалості обробки (що відповідає збільшенню $\Pi_{\text{ср}}$) зменшується похибка обробки та підвищується точність обробки.

5.2.3. Виправлення похибки форми заготовки під час обробки без поперечної подачі із початковим натягом у технологічній системі (на етапі виходжування)

Приймаючи в залежностях (5.67) і (5.68) величину натягу в технологічній системі y_0 , рівними, відповідно, мінімальному Π_{min} і максимальному Π_{max} значенням припуску, що знімається, похибка форми заготовки опишеться:

$$\begin{cases} y_{\text{min}} = \Pi_{\text{min}} \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}, \\ y_{\text{max}} = \Pi_{\text{max}} \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}} \end{cases} \quad (5.79)$$

або

$$\Delta y = y_{\max} - y_{\min} = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}, \quad (5.80)$$

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

Із часом обробки τ величина Δy зменшується тим швидше, чим менше величина $\Delta \Pi$ і більше параметри $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, c .

За одночасним виконанням вимог щодо точності форми та розміру обробленої деталі (тобто досягнення необхідних значень y_{\max} та Δy) визначення невідомих значень Π_{\max} і τ необхідно здійснювати на основі рішення системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{\max} = \Pi_{\max} \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}}. \end{cases} \quad (5.81)$$

Позначаючи $x_1 = \frac{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}$, система рівнянь (5.81) набуває вигляду:

$$\begin{cases} y_{\max} = \Pi_{\max} \cdot e^{-x_1}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-x_1}. \end{cases} \quad (5.82)$$

У даному випадку величина $\Delta \Pi$ може бути заданою, необхідно визначити величини Π_{\max} та x_1 . Після перетворень, маємо:

$$\Pi_{\max} = y_{\max} \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}; \quad (5.83)$$

$$x_1 = \ln \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}. \quad (5.84)$$

Значення Π_{\max} і x_1 однозначно визначаються відношенням $\Delta \Pi / \Delta y$. Із його збільшенням величини Π_{\max} і x_1 збільшуються.

Час обробки τ визначається залежністю:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot x_1}{V_{\text{різ}} \cdot K_{\text{різ}} \cdot c}, \quad (5.85)$$

Зі збільшенням величини x_1 (зі збільшенням відношення $\Delta \Pi / \Delta y$) час обробки τ збільшується. Зменшити час обробки τ можна збільшенням параметрів $V_{\text{різ}}$, $K_{\text{різ}}$, c і зменшенням σ .

Із наведених даних витікає, що, створюючи в технологічній системі попередній натяг y_0 можна реалізувати умову $Q > Q_0$ і домогтися підвищення продуктивності обробки.

Таким чином, розроблено математичну модель формування параметрів точності обробки та обґрунтовано основні шляхи інтенсифікації процесів різання із урахуванням вимог щодо точності обробки. Встановлено, що найбільш продуктивною схемою обробки із урахуванням обмеження точності обробки (що визначається величиною пружного переміщення) є пружна схема без поперечної подачі із початковим натягом в технологічній системі. Реалізувати цю схему різання можна за умов абразивної обробки (при шліфуванні).

5.3. Обґрунтування та вибір найбільш ефективних способів фінішної механічної обробки високоточних поверхонь

Наявність пружних переміщень під час механічної обробки кардинально змінює фізичну сутність процесу і призводить до зниження продуктивності та точності обробки. За суттю, вся історія розвитку теорії та практики фінішної механічної обробки пов'язана із вирішенням проблеми керування пружними переміщеннями для забезпечення високих показників точності та продуктивності обробки. Складність вирішення проблеми полягає в тому, що необхідно поєднати механіку деформування елементів технологічної системи із механікою процесу різання абразивними і лезовими інструментами та на цій основі провести оптимізаційні розрахунки для розроблення оптимальних схем та умов обробки. В даний час проблему повною мірою не вирішено, оскільки відсутні загальні математичні рішення, а наявні часткові рішення отримано здебільшого експериментальним шляхом із використанням емпіричних залежностей. У цьому напрямі цікавим є теоретичний підхід до вирішення завдань точності та продуктивності обробки в технології машинобудування, що враховує пружні переміщення в технологічній системі [32; 34; 35]. Сутність цього підходу зводиться до того, що за наявності пружних переміщень існує процес обробки, що не встановився (перехідний), який за тривалістю порівнянний із тривалістю обробки конкретної деталі на верстаті. Тому запропоновано шляхи "відходу" від

перехідного процесу, а також шляхи його раціонального використання для підвищення продуктивності і точності обробки. Використовуючи основні положення цього підходу, у даній роботі вирішуються завдання обґрунтування та вибору найбільш ефективних способів фінішної механічної обробки високоточних поверхонь.

Під час вирішення завдань з певними припущеннями слід розглянути пружні переміщення лише в радіальному напрямі. Рівняння рівноваги від дії двох сил: радіальної складової сили різання P_y та пружно-відновлюючої сили $c \cdot y$ має вигляд:

$$c \cdot y = P_y, \quad (5.86)$$

де
$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma \cdot S}{K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot (a - y)}{K_{\text{різ}}};$$

P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

S – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

a, b – товщина і ширина зрізу, м;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м.

Перетворимо рівняння (5.86) і розв'яжемо його відносно величини

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot b}\right)} = \frac{a}{(1 + A)}. \quad (5.87)$$

Із залежності (5.87) витікає лінійний зв'язок між пружним переміщенням y та товщиною зрізу a . Коефіцієнт $1/(1 + A)$ за суттю є передатною функцією між параметрами y і a . За абсолютною величиною він завжди менше одиниці, тобто виконується умова $y < a$. Зменшити величину y можна збільшенням параметра A шляхом збільшення жорсткості технологічної системи c , відношення $K_{\text{різ}} / \sigma$ та зменшення ширини зрізу b . Однак зменшення параметра b пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки, що не є ефективним. Збільшення параметра c також обмежене. Отже, основною умовою зменшення пружного переміщення y (підвищення точності обробки) є збільшення відношення $K_{\text{різ}} / \sigma$, яке залежить від ріжучої здатності інструменту. Чим гострі-

ше інструмент і менше його тертя із оброблюваним матеріалом, тим більше відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$ та ефективніше процес обробки. Однак таким шляхом повністю виключити пружні переміщення (тобто виконати умову $y=0$) не можна.

Виходячи із рівняння (5.86), повністю виключити пружні переміщення ($y=0$) у процесі різання можна, якщо врівноважити силу P_y додатковою силою $P'_y = P_y$. Тоді рівняння (5.86) набуде вигляду: $c \cdot y = P_y - P'_y$, звідки $y=0$.

Однак, реалізувати цю умову на практиці достатньо складно.

Виходячи із рівняння (5.86), визначимо фактичну продуктивність обробки:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot y \quad (5.88)$$

Якщо додати до деталі додаткову силу $\sigma \cdot B \cdot y / K_{\text{різ}}$, рівну і спрямовану у бік дії радіальної складової сили різання P_y , то рівняння (5.88) набуде вигляду:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot y$$

або

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot a \quad (5.89)$$

У цьому випадку фактична товщина зрізу дорівнює номінальній товщині зрізу a . Відповідно, фактична та номінальна продуктивності обробки рівні.

Якщо додати до деталі додаткову силу $\sigma \cdot B \cdot y_0 / K_{\text{різ}}$ (де значення y_0 відрізняється від значення y), то рівняння (5.88) набуде вигляду:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot y_0$$

або

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot B}{K_{\text{різ}}} \cdot (a - y + y_0) \quad (5.90)$$

За умови $y=y_0$ приходимо до попереднього рішення, що витікає із рівняння (5.89).

За умови $y_0 > y$ фактична товщина зрізу, що дорівнює значенню $(a - y + y_0)$, буде більше номінальної товщини зрізу a .

За умови $y_0 < y$, навпаки, фактична товщина зрізу менше за номінальну товщину зрізу a . Однак, у цьому випадку фактична товщина зрізу більше, ніж у випадку $y_0 = 0$.

Таким чином, створюючи в технологічній системі в початковий момент обробки натяг, можна суттєво підвищити продуктивність обробки. На практиці цю умову реалізовано, наприклад, у круглошліфувальних верстатах, завдяки створенню прискореного урізання шліфувального круга в оброблювану деталь з метою створення початкового натягу в технологічній системі.

Пружне переміщення y , виходячи із залежності (5.90), дорівнює:

$$y = \frac{(a + y_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{\sigma \cdot B}\right)}. \quad (5.91)$$

Величина y тим більше, чим більше y_0 . Як видно, збільшення продуктивності обробки (завдяки збільшенню величини y_0) супроводжується збільшенням величини y (погіршенням точності обробки). Отже, отримане рішення (5.90) спрямоване на підвищення продуктивності обробки і може бути використане на операціях попередньої обробки, коли не потрібне забезпечення високої точності. На фінішних операціях, де формується точність, потрібно використовувати інші технічні рішення. Для їх обґрунтування припустимо, що в початковий момент обробки в технологічній системі в радіальному напрямі створено натяг, рівний величині припуску Π , що знімається, і обробка здійснюється без радіальної подачі (реалізується процес виходжування).

Перетворимо рівняння (5.86) до вигляду:

$$c \cdot (\Pi - \Delta) = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{різ}}}, \quad (5.92)$$

де $Q = S \cdot V_{\text{різ}}$ – продуктивність обробки, м^3 ;

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

Δ – величина лінійного знімання матеріалу, м .

Під час радіального точіння циліндричної деталі із урахуванням середньої продуктивності обробки Q величина Δ виразиться:

$$\Delta = \frac{\vartheta}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot v} = \frac{Q \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot v}, \quad (5.93)$$

де ϑ – об'єм знятого матеріалу за час τ ;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр деталі, м.

Після розв'язання рівняння (5.92) із урахуванням залежності (5.53) відносно продуктивності обробки Q отримано:

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{різ}}} \right)}. \quad (5.94)$$

Із часом обробки τ продуктивність обробки Q безперервно зменшується. Найбільше впливає на Q величина припуску Π , що знімається. Збільшити Q можна також зменшенням відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ та збільшенням параметрів c , v , $V_{\text{різ}}$, $D_{\text{дет}}$.

Визначимо на основі рівняння (5.92) із урахуванням залежності (5.54) величину пружного переміщення $y = \Pi - \Delta$:

$$\begin{aligned} y &= \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{різ}}} \cdot \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{різ}}} \right)} = \\ &= \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau \cdot c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{різ}}}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot v \cdot \sigma} \right)}. \end{aligned} \quad (5.95)$$

Аналогічно продуктивності обробки Q , величина пружного переміщення y із часом обробки τ зменшується, що відповідає підвищенню точності обробки (рис. 5.10). Чим більше припуск, що знімається, тим триваліший процес досягнення заданої точності обробки (величини y). Зменшити величину y , виходячи із залежності (5.95), можна збільшенням параметрів c , $V_{\text{різ}}$ та відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$ і зменшенням параметра v .

Отримане рішення узгоджується із аналогічними рішеннями [32; 34; 35], у яких рівняння типу (5.92) вирішуються із урахуванням диференціювання: $Q = \frac{d\vartheta}{d\tau}$. У результаті приходимо до диференційного рівняння першого порядку. У даному випадку рішення отримано із урахуванням наближеної залежності $Q = \vartheta/\tau$, що спрощує рішення рівняння,

не змінюючи його фізичної сутності. Отримані залежності містять найважливіший показник процесу різання $\sigma/K_{\text{різ}}$, від якого залежить рівень значень параметрів Q і y . Цей показник визначає фізичну сутність процесу різання. Він залежить від геометрії ріжучої частини інструменту, інтенсивності тертя інструменту із оброблюваним матеріалом (включаючи тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою алмазно-абразивного інструменту), величини затуплення ріжучої кромки інструменту тощо. Тому для прийняття остаточних рішень необхідно знати функціональні зв'язки відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ із зазначеними параметрами.

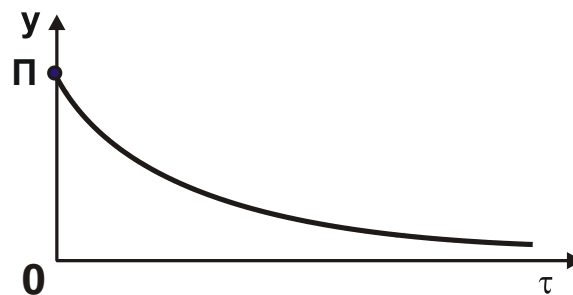


Рисунок 5.10 – Залежність величини пружного переміщення y від часу обробки τ

Залежності (5.94) і (5.95) можна бути використати для аналізу процесу шліфування. У цьому випадку параметр $V_{\text{різ}}$ необхідно розглядати швидкістю шліфувального круга $V_{\text{кр}}$, а параметр $v = B$ – шириною шліфування.

Таким чином, отримано загальні залежності, які дозволяють науково обґрунтовано підійти до аналізу та управлінню пружними переміщеннями під час механічної обробки відповідальних деталей. Для більш повного уявлення щодо можливостей управління величиною y в процесі різання важливо мати рішення відносно зміни величини y із часом обробки. Тому слід розглянути процес різання за жорсткою схемою. Припустимо, що в процесі різання оброблюваний прямолінійний зразок рухається із фіксованою швидкістю V_0 (рівною швидкості безперервної поперечної подачі) вздовж нормалі до ріжучого інструменту. Внаслідок виникнення пружного переміщення y в технологічній системі швидкість руху зразка зменшиться до величини $V_{\text{ф}}$. Рівняння балансу переміщень у технологічній системі у спрощеному вигляді опишеться:

$$V_0 \cdot \tau = V_{\text{ф}} \cdot \tau + y. \quad (5.96)$$

Прийmemo $V_{\text{ф}} = Q_{\text{ф}} / F$ (де $Q_{\text{ф}}$ – фактична продуктивність обробки, м³/с; F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²).

Величину пружного переміщення y виразимо залежністю:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ф}}}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}, \quad (5.97)$$

де $S = Q_{\text{ф}} / V$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

V – швидкість різання (під час шліфування $V = V_{\text{кр}}$ – швидкість шліфувального круга), м/с.

Із урахуванням відношення $V_0 = Q_0 / F$ (де Q_0 – номінальна продуктивність обробки) та розв'язуючи рівняння (5.97) відносно величини $Q_{\text{ф}}$, отримано:

$$Q_{\text{ф}} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (5.98)$$

Як видно, під час різання за жорсткою схемою фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$, по-перше, менше номінальної продуктивності обробки Q_0 , по-друге, збільшується із часом обробки τ , асимптотично наближаючись до значення Q_0 (рис. 5.11).

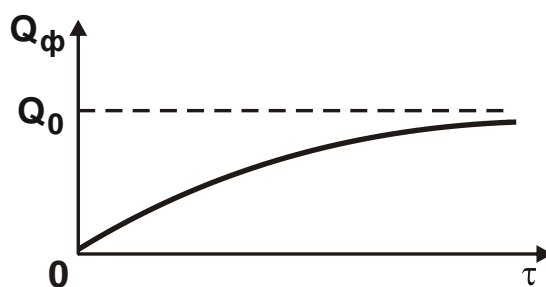


Рисунок 5.11 – Залежність фактичної продуктивності обробки $Q_{\text{ф}}$ від часу обробки τ

Добуток $V \cdot \tau$ у знаменнику залежності (5.98) визначає довжину шляху різання L . Під час різання однолезовим інструментом (наприклад, під час точіння циліндричної заготовки) величина L залежить від швидкості обертання оброблюваної заготовки (швидкості різання), а

під час різання багатолезовим інструментом (фрезою, шліфувальним кругом тощо) – від швидкості обертання інструменту. Із урахуванням сказаного, залежність (5.98) набуде вигляду:

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot L}\right)}. \quad (5.99)$$

Крім величини L , до знаменника залежності (5.99) входять відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$ і c/F . Із їх збільшенням фактична продуктивність обробки Q_{ϕ} збільшується. Відношення c/F визначає жорсткість технологічної системи, що припадає на одиницю площі поперечного перерізу оброблюваного зразку. Величина y при цьому описується залежністю (5.57) із урахуванням залежності (5.99):

$$y = \frac{Q_0}{\left(\frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}{\sigma} + \frac{F}{\tau}\right)}. \quad (5.100)$$

Виходячи із залежності (5.100), величина y змінюється за законом зміни фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} (рис. 5.11), тобто із часом обробки величина y збільшується, асимптотично наближаючись до свого номінального значення (рис. 5.12):

$$y_{\text{ном}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}. \quad (5.101)$$

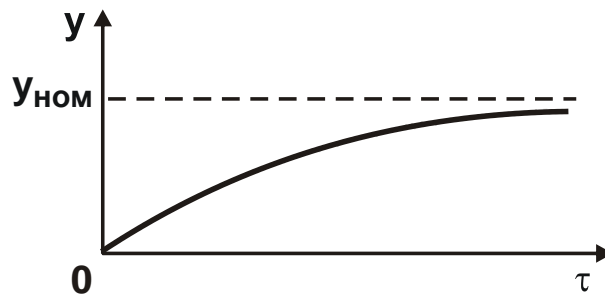


Рисунок 5.12 – Залежність величини пружного переміщення y від часу обробки τ

Зменшити величину $y_{\text{ном}}$ можна збільшенням відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$, жорсткості технологічної системи c та зменшенням площі поперечного

перерізу зрізу $S = Q_0 / V$ (під час шліфування – площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими ріжучими зернами шліфувального круга).

Із урахуванням залежності (5.101) залежність (5.100) набуде вигляду:

$$y = \frac{y_{\text{ном}}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (5.102)$$

Наведені розрахункові залежності справедливі для безперервної поперечної подачі. Під час дискретної поперечної подачі час обробки τ необхідно подати у вигляді: $\tau = n \cdot \tau_0$, де n – кількість дискретних подач (кількість проходів інструменту); τ_0 – тривалість однієї дискретної подачі (проходу), с. За суттю, рішення залишається незмінним.

Як встановлено раніше, для того щоб зменшити величину пружного переміщення y і підвищити фактичну продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ необхідно в технологічній системі на початку обробки створити натяг. Тому оцінимо ефективність цього рішення, для чого врахуємо початковий натяг y_0 в рівнянні балансу переміщень (5.96):

$$y_0 + V_0 \cdot \tau = V_{\text{ф}} \cdot \tau + y. \quad (5.103)$$

Фізично це означає, що у початковий момент обробки ($\tau = 0$) зразок має не нульове, а цілком конкретне переміщення $y_0 > 0$. В процесі різання без поперечної подачі ($V_0 = 0$), тобто під час виходження, величина пружного переміщення y буде визначатися спрощеним рівнянням балансу переміщень (5.103):

$$y_0 = V_{\text{ф}} \cdot \tau + y. \quad (5.104)$$

Таким чином, дійшли до дуже простих рівнянь (5.103) і (5.104), використовуючи які можна проаналізувати поведінку технологічної системи для різних випадків обробки. Після відповідних перетворень із рівняння (5.103) визначається фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$:

$$Q_{\text{ф}} = \frac{\left(Q_0 + y_0 \cdot \frac{F}{\tau}\right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (5.105)$$

На відміну від аналогічної залежності (5.98), залежність (5.105) має більш складний вигляд. Характер зміни фактичної продуктивності обробки $Q_{\text{ф}}$ із часом τ залежить від інтенсивності зміни чисельника і знаменника залежності (5.105) із часом τ . Якщо переважає інтенсивність зміни знаменника, то фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ із часом буде збільшуватися. Якщо ж переважає інтенсивність зміни чисельника, то, навпаки, фактична продуктивність обробки буде зменшуватися. За умови рівності інтенсивностей зміни чисельника і знаменника фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ буде постійна в часі. Це можливо, якщо у перетвореній залежності (5.105)

$$Q_{\text{ф}} = Q_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{y_0 \cdot F}{Q_0 \cdot \tau}\right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}\right)} \quad (5.106)$$

виконується умова:

$$y_0 = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V} \quad (5.107)$$

Як видно, залежності (5.107) і (5.101) ідентичні. Отже, для того щоб фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ дорівнювала номінальній продуктивності обробки Q_0 протягом всього часу обробки τ , необхідно в технологічній системі створити початковий натяг y_0 , який дорівнює номінальному значенню величини пружного переміщення $y_{\text{ном}}$. Очевидно, за умови $y_0 > y_{\text{ном}}$, виходячи із залежності (5.106), маємо $Q_{\text{ф}} > Q_0$.

За умови $y_0 < y_{\text{ном}}$, навпаки, маємо $Q_{\text{ф}} < Q_0$ (рис. 5.13).

За умови $y_0 > y_{\text{ном}}$ фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ зменшується із часом обробки, асимптотично наближаючись до значення номінальної продуктивності обробки Q_0 .

За умови $y_0 < y_{\text{ном}}$, навпаки, фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$ збільшується, асимптотично наближаючись до значення Q_0 . Причому, за умови $y_0 < y_{\text{ном}}$ в початковий момент обробки $Q_{\text{ф}} > 0$, тоді як у випадку $y_0 = 0$ (рис. 5.11) справедливо: $Q_{\text{ф}} = 0$.

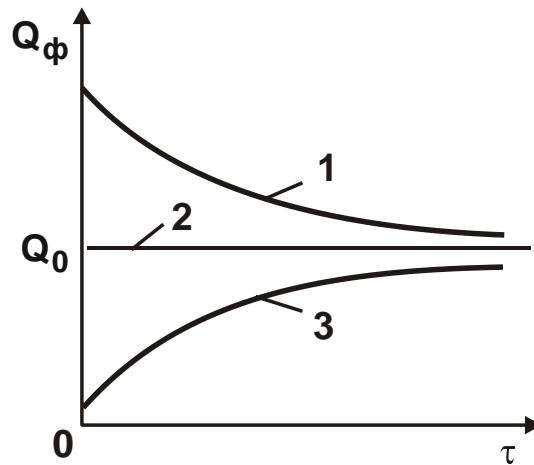


Рисунок 5.13 – Залежність фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} від часу обробки τ :

$$1 - y_0 > y_{\text{ном}}; 2 - y_0 = y_{\text{ном}}; 3 - y_0 < y_{\text{ном}}$$

Визначимо величину пружного переміщення y , виходячи із загального рішення, поданого залежністю (5.105) із урахуванням залежності (5.97):

$$y = y_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{Q_0 \cdot \tau}{y_0 \cdot F}\right)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.108)$$

Величина пружного переміщення y , відповідно до залежності (5.97), змінюється за законом фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} , тобто графіки зміни Q_{ϕ} (рис. 5.13) та величини пружного переміщення y (рис. 5.14) мають однаковий вигляд.

Як витікає із залежності (5.108), основним шляхом зменшення величини y є виключення другого доданку, що входить до чисельника залежності, оскільки зі збільшенням часу обробки τ він збільшується. Реалізувати цю умову можна, прийнявши $Q_0 = 0$, тобто використовуючи цикл обробки, що включає лише етап виходжування.

Із рівняння (5.103) не складно визначити оптимальний цикл обробки, що реалізує максимально можливу продуктивність обробки із урахуванням обмеження за величиною y (за точністю обробки). Для цього у рівнянні (5.103) виразимо: $V_{\phi} = (y_0 - y)/\tau$, тоді $V_0 \cdot \tau = 0$. Ця

умова виконується для значення $V_0 = 0$. Отже, оптимальний цикл обробки включає лише етап виходжування (рис. 5.15), що узгоджується із раніше наведеним висновком.

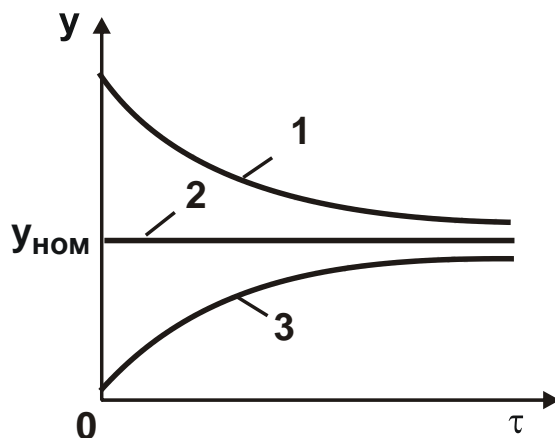


Рисунок 5.14 – Залежність величини y від часу обробки τ :

$$1 - y_0 > y_{\text{ном}}; \quad 2 - y_0 = y_{\text{ном}}; \quad 3 - y_0 < y_{\text{ном}}$$

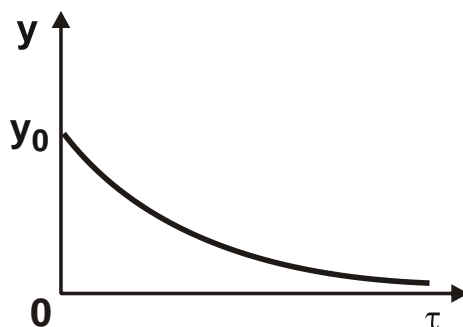


Рисунок 5.15 – Залежність величини пружного переміщення y від часу обробки τ для випадку $Q_0 = 0$ ($V_0 = 0$)

Другим за ефективністю слід розглядати цикл обробки, що включає етап різання за жорсткою схемою із попереднім натягом y_0 в технологічній системі, що визначається залежністю (5.107), та етап виходжування (рис. 5.16).

Дане рішення відповідає аналогічним рішенням, які наведено у роботах [32; 34; 35] та отримано іншими методами. Важливість даного рішення полягає в тому, що воно отримане на основі використання простих рівнянь алгебри, які не вимагають застосування складного диференціального та інтегрального обчислення.

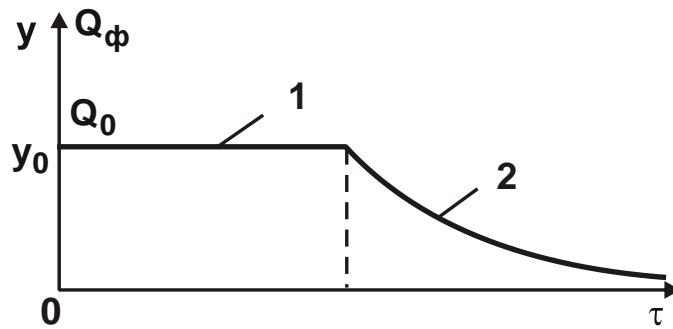


Рисунок 5.16 – Залежність величини пружного переміщення y і фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} від часу обробки τ

Проведемо аналіз процесу виходжування (який реалізується за умови $Q_0 = 0$), перетворюючи залежність (5.106) до вигляду:

$$Q_{\phi} = \frac{y_0}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V} + \frac{\tau}{F} \right)} \quad (5.109)$$

або

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F} \right)} \quad (5.110)$$

Порівнюючи залежності (5.110) і (5.98), видно, що вони відрізняються лише другим доданком у знаменнику. Причому, цей доданок визначається лише однією величиною $\alpha = \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}{\sigma \cdot F}$, яка входить у знаменник залежності (5.98) із ступенем -1 , а у знаменник залежності (5.110) – із ступенем $+1$. Отже, у першому випадку фактична продуктивність обробки із часом збільшується, тоді як у другому випадку – зменшується.

Подамо залежності (5.110) і (5.98) у вигляді:

$$\beta_1 = \frac{Q_{\phi}}{Q_0} = \frac{1}{(1 + \alpha \cdot \tau)}; \quad (5.111)$$

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau} \right)}, \quad (5.112)$$

де β_1, β_2 – відносні значення фактичної продуктивності обробки.

Графічно характер зміни функцій β_1 і β_2 від часу обробки τ показано на рис. 5.17.

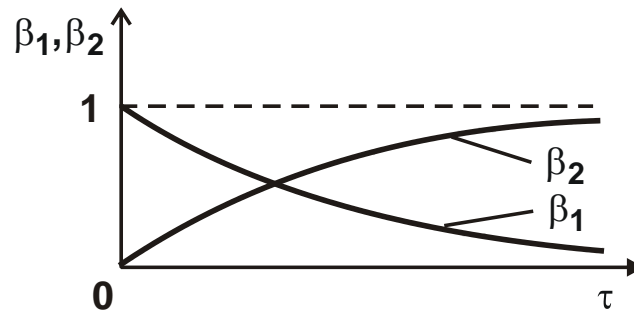


Рисунок 5.17 – Загальний вигляд функцій β_1 і β_2

Припустимо, що функції β_1 і β_2 пов'язані залежністю $\beta_2 = 1 - \beta_1$. Тоді функція β_2 опишеться:

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau}\right)}, \quad (5.113)$$

тобто приходимо до залежності (5.112). Отже, функції β_1 і β_2 є протилежними. Із фізичної точки зору це означає, що процес різання за жорсткою схемою, який здійснюється із безперервною поперечною подачею і описується залежністю (5.98) або у відносних величинах – залежністю (5.112), є протилежним процесу виходжування, що описується відповідно залежностям (5.110) і (5.112). При цьому повинна виконуватися умова (5.107).

За тривалістю обидва аналізовані процеси однакові, оскільки час, що витрачається на створення відповідного натягу в технологічній системі, дорівнює часу на його усунення у процесі виходжування (рис. 5.18). Оскільки обидва процеси математично взаємопов'язані, то маючи дані щодо одного із них, можна розрахунковим шляхом встановити характеристики другого процесу.

Аналіз залежності (5.106) і графіка, наведеного на рис. 5.13, показує, що стабілізувати процес різання у часі за продуктивністю обробки можна за умови (5.107), тобто за одним цілком конкретним значенням u_0 . За інших значень u_0 фактична продуктивність обробки $Q_{\text{ф}}$, а, відповідно, і величина пружного переміщення u , будуть змінюватися в ча-

сі і процес протікатиме в несталому режимі, що є малоефективно. Тому цю закономірність слід розглядати як суттєвий недолік жорсткої схеми обробки, особливо, якщо тривалість перехідного процесу перевищує час обробки заготовки на верстаті.

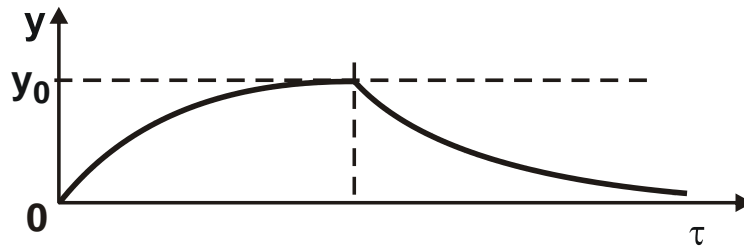


Рисунок 5.18 – Зміна величини пружного переміщення y на етапах урізання і виходжування

Яким шляхом можна домогтися стабілізації процесу обробки в часі для різних умов обробки? Для цього слід звернутись до залежності (5.107). Продуктивність обробки Q_0 буде сталою за умови забезпечення сталості в часі величин y_0 і $K_{різ} / \sigma$. Величина пружного переміщення y_0 (або y), як витікає із залежності (5.97), визначається радіальною складовою сили різання P_y . Тому, використовуючи пружну схему різання із фіксованим значенням сили P_y можна стабілізувати в часі величину y , а, отже, продуктивність та інші параметри обробки. Зроблений висновок підтверджується практикою різання, особливо практикою абразивної і алмазно-абразивної обробки, де широко використовується пружна схема різання.

Використання пружної схеми є необхідною, але недостатньою умовою підвищення ефективності обробки з метою стабілізації параметрів процесу обробки в часі. Достатньою умовою слід розглядати стабілізацію в часі відношення $K_{різ} / \sigma$, що визначає ріжучу здатність інструмента. Як відомо, це відношення в міру зношування та затуплення інструменту зменшується в часі, що призводить до зменшення продуктивності обробки Q_0 , виходячи із залежності (5.107). Під час абразивної та алмазно-абразивної обробки стабілізувати в часі це відношення можна, реалізуючи режим самозаточування абразивного (алмазно-абразивного) інструменту або застосовуючи ефективні мето-

ди його правлення. Під час лезової обробки важливо забезпечити більш високу стійкість ріжучого інструменту, використовуючи, наприклад, інструменти із надтвердих синтетичних матеріалів тощо.

Під час різання за пружною схемою із фіксованим значенням радіальної складової сили різання P_y (радіальної сили) продуктивність обробки Q_0 і величина пружного переміщення y визначаються, головним чином, значенням радіальної сили. Чим більше радіальна сила P_y , тим більше величини Q_0 і y . Тому, зменшити величину y можна зменшенням сили P_y , реалізуючи на фінішних операціях дуже малі його значення. Однак це призводить до суттєвого зменшення продуктивності обробки. Більш доцільно у цих випадках, як встановлено раніше, використовувати схему виходжування, тобто схему різання із початковим натягом у технологічній системі y_0 .

Під час різання за жорсткою схемою, виходячи із залежності (5.106), фактична продуктивність обробки Q_{ϕ} багато в чому визначається відношенням $K_{piz} \cdot \tau / \sigma$. Експериментально встановлено, що відношення K_{piz} / σ змінюється за законом τ^{-z} , де $0 < z < 1$. Отже, відношення $K_{piz} \cdot \tau / \sigma$ збільшується в часі, що зрештою призводить до збільшення фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} .

Дана закономірність справедлива для процесу різання із безперервною поперечною подачею. Для процесу різання із дискретною поперечною подачею, як зазначалося раніше, час обробки τ слід розглядати у вигляді $\tau = n \cdot \tau_0$, де n – кількість проходів; τ_0 – тривалість одного проходу.

У цьому випадку відношення $K_{piz} \cdot n / \sigma$ зі збільшенням n (за умови досягнення певного значення τ_0) може збільшуватися, що призведе до зменшення фактичної продуктивності обробки Q_{ϕ} . Наприклад, встановлено, що під час зовнішнього круглого поздовжнього шліфування довгих заготовок алмазним кругом на металевій зв'язці відбувається суттєве зниження ріжучої здатності круга за один його поздовжній хід. У результаті відношення $K_{piz} \cdot n / \sigma$ зменшується зі збільшенням кількості проходів n , що призводить до зменшення продуктивності обробки та збільшення пружних переміщень у технологічній системі.

Отже, для забезпечення більш високої продуктивності обробки необхідно використовувати жорстку схему різання із безперервною поперечною подачею, збільшуючи ширину різання шляхом застосування багатолезових інструментів. Підтвердженням тому є різноманітні процеси абразивної та алмазно-абразивної обробки, що широко застосовуються на практиці і засновані на використанні схеми обробки із безперервною поперечною (радіальною) подачею, наприклад, процеси урізного шліфування, процеси доведення плоских поверхонь деталей тощо.

Використовуючи отримані рішення, проведемо класифікацію схем механічної обробки за характером зміни параметрів P_y і y . Радіальну складову сили різання $P_y = c \cdot y$ із урахуванням залежності (5.108) можна виразити залежністю:

$$P_y = P_{y_{\text{НОМ}}} \cdot \frac{\left(1 + \frac{P_{y_0}}{Q_0 \cdot c} \cdot \frac{F}{\tau}\right)}{\left(1 + \frac{P_{y_{\text{НОМ}}}}{Q_0 \cdot c} \cdot \frac{F}{\tau}\right)}, \quad (5.114)$$

де $P_{y_0} = c \cdot y_0$;

$P_{y_{\text{НОМ}}} = c \cdot y_{\text{НОМ}}$.

Характер зміни радіальної складової сили різання P_y із часом обробки τ для різних відношень параметрів P_{y_0} і $P_{y_{\text{НОМ}}}$ (а також відношень параметрів y_0 і $y_{\text{НОМ}}$) показано на рис. 5.19.

Характер зміни радіальної складової сили різання P_y аналогічний характеру зміни величини пружного переміщення y , показаному на рис. 5.14, що пов'язано із лінійною залежністю параметрів P_y і y , оскільки $P_y = c \cdot y$.

Виходячи із рис. 5.19, можна зробити висновки:

1. Під час обробки за жорсткою схемою ($Q_0 = \text{const}$) радіальна складова сили різання P_y із часом обробки буде збільшуватися або в найкращому разі залишатися постійною залежно від характеру зміни відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$. Тому, жорстку схему обробки слід розглядати як схему із параметрами P_y і y , що збільшуються у часі.

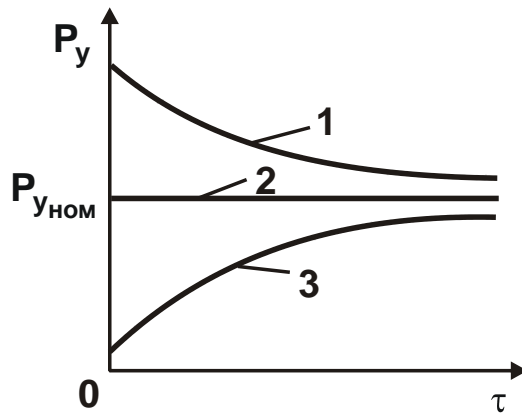


Рисунок 5.19 – Залежність радіальної складової сили різання P_y

від часу обробки τ :

$$1 - P_{y_0} > P_{y_{ном}} \quad (y_0 > y_{ном});$$

$$2 - P_{y_0} = P_{y_{ном}} \quad (y_0 = y_{ном});$$

$$3 - P_{y_0} < P_{y_{ном}} \quad (y_0 < y_{ном})$$

Схему виходжування у зв'язку зі зменшенням у часі продуктивності обробки слід розглядати як схему із параметрами P_y і y , що зменшуються у часі. На підставі сказаного всі можливі схеми обробки можна класифікувати за ознакою характеру зміни в часі параметрів P_y і y .

1. Схеми, що характеризуються збільшенням у часі параметрів P_y і y (для випадків $P_{y_0} < P_{y_{ном}}$; $y_0 < y_{ном}$). Для цих випадків залежність (5.114) із урахуванням умови $P_{y_0} = 0$ набуває вигляду:

$$P_y = \frac{P_{y_{ном}}}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}. \quad (5.115)$$

2. Схеми, що характеризуються сталістю у часі параметрів P_y та y (для випадків $P_{y_0} = P_{y_{ном}}$; $y_0 = y_{ном}$). Для цих випадків залежність (5.114) із урахуванням умови $P_y = P_{y_{ном}}$ набуває вигляду:

$$P_{y_0} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{різ} \cdot V}. \quad (5.116)$$

3. Схеми, що характеризуються зменшенням у часі параметрів P_y і y (для випадків $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$; $y_0 > y_{ном}$).

Як показано раніше, реалізувати умову $y = y_0$ доцільно шляхом застосування пружної схеми обробки із фіксованим радіальним зусиллям P_{y_0} . Тому важливо проаналізувати технологічні можливості цієї схеми, використовуючи залежність (5.116).

Із часом обробки мірою зниження ріжучої здатності інструменту відношення $\sigma/K_{\text{різ}}$ збільшується. За умови $P_{y_0} = c \cdot y_0 = \text{const}$ це призведе до зменшення продуктивності обробки. Отже, в залежності (5.116) замість номінальної продуктивності Q_0 необхідно розглядати фактичну продуктивність $Q_{\text{ф}}$, яка, виходячи із залежності (5.76), виразиться:

$$Q_{\text{ф}} = \frac{K_{\text{різ}}}{\sigma} \cdot V \cdot P_{y_0}. \quad (5.117)$$

Для того щоб стабілізувати величину $Q_{\text{ф}}$ на певному рівні, наприклад, на рівні $Q_{\text{ф}} = Q_0$ у зв'язку із затупленням інструменту та зменшенням відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$, виходячи із залежності (5.117), необхідно збільшити швидкість різання V за умови $P_{y_0} = c \cdot y_0 = \text{const}$. Однак, більш ефективним шляхом слід розглядати стабілізацію в часі відношення $K_{\text{різ}}/\sigma$, що досягається під час лезової та абразивної (алмазно-абразивної) обробок за різними методами. Як показано раніше, з точки зору забезпечення параметрів точності та якості обробки ефективніше застосування третьої схеми обробки, що характеризується зменшенням у часі параметрів P_y і y_0 , тобто схеми виходжування.

Проведемо аналіз рівнянь балансу переміщень у технологічній системі для трьох схем, які мають вигляд:

$$1) (V_0 - V_{\text{ф}}) \cdot \tau = y;$$

$$2) \frac{P_y}{c} = y;$$

$$3) y_0 - V_{\text{ф}} \cdot \tau = y.$$

Із курсу фізики відомо, що під час взаємодії рухомої маси m (наведеної маси технологічної системи) із тілом нескінченно великої маси справедливе відношення: $m \cdot (V_0 - V_{\text{ф}}) = P_y \cdot \tau$, де V_0 , $V_{\text{ф}}$ – початкова і кінцева швидкості руху маси m ; $P_y = c \cdot y$ – сила, що виникає під час взаємодії та рівна радіальній складовій сили різання, Н; c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м; τ – час взаємодії, с.

Із урахуванням $k^2 = c/m$ (де k – власна частота коливань системи) рівняння балансу переміщень для трьох схем виразиться:

$$1) \quad \frac{P_y \cdot \tau}{m} \cdot \tau = y \rightarrow \frac{c \cdot \tau^2}{m} = 1 \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$2) \quad \frac{V_{\phi} \cdot m}{c \cdot \tau} = y \rightarrow \frac{1}{k^2 \cdot \tau} = \frac{y}{V_{\phi}} \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$3) \quad y_0 - y = V_{\phi} \cdot \tau \rightarrow \frac{P_y}{c} = V_{\phi} \cdot \tau \rightarrow \frac{V_{\phi} \cdot m}{c \cdot \tau} = V_{\phi} \cdot \tau \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1.$$

У результаті, після нескладних перетворень, дійшли до одного рівняння, що описує коливальний процес технологічної системи, розглядаючи параметр τ як період власних коливань технологічної системи: $\tau = 1/k$. Із цього витікає, що під час обробки завжди виникатимуть власні коливання із частотою k та амплітудою, яка залежить від умов обробки.

Використовуючи отримані аналітичні залежності зробимо розрахунок і аналіз параметрів точності обробки (розміру і форми) для схеми із параметрами P_y і y , що збільшуються в часі.

Слід зазначити, що дані параметри обумовлені лише пружними переміщеннями у технологічній системі та не враховують впливу інших чинників: термопружних деформацій елементів технологічної системи, неточності установлення елементів технологічної системи тощо. Під час виконання розрахунків виходимо із припущення, що визначальним чинником у формуванні параметрів точності механічної обробки на фінішних операціях є пружне (силове) деформування елементів технологічної системи.

Спочатку розглянемо схему обробки із параметрами P_y і y , що збільшуються в часі, за умов: $y_0 = 0$; $P_{y_0} = 0$.

Пружне переміщення y (що визначає точність розміру оброблюваної деталі) для даної схеми обробки описується залежністю (5.102). Із урахуванням залежності (5.107), розглядаючи в ній замість параметрів y_0 і Q_0 параметри y і Q , залежність (5.102) після перетворень набуде вигляду:

$$y = \frac{y_{\text{НОМ}}}{\left(1 + y_{\text{НОМ}} \cdot \frac{F}{Q \cdot \tau}\right)}. \quad (5.118)$$

Відповідно до рівняння (5.96), відношення Q/F дорівнює швидкості радіальної подачі V_{ϕ} . Тоді добуток швидкості радіальної подачі V_{ϕ} і часу обробки τ визначатиме величину знятого припуску Π_{\max} , тобто $\Pi_{\max} = V_{\phi} \cdot \tau = Q \cdot \tau / F$.

Перетворимо залежність (5.118) із урахуванням даного виразу:

$$y = \frac{y_{\text{НОМ}}}{\left(1 + \frac{y_{\text{НОМ}}}{\Pi_{\max}}\right)} = \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{\text{НОМ}}} + \frac{1}{\Pi_{\max}}\right)} = \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{\max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right)} = \frac{\Pi_{\max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right)}. \quad (5.119)$$

Як витікає із залежності (5.119), величина пружного переміщення y (що визначає точність розміру оброблюваної деталі) тим менше, чим менше параметри $y_{\text{НОМ}}$ і Π_{\max} .

На рис. 5.20 графічно показано характер зміни безрозмірної величини y/Π_{\max} зі збільшенням безрозмірної величини $\Pi_{\max}/y_{\text{НОМ}}$.

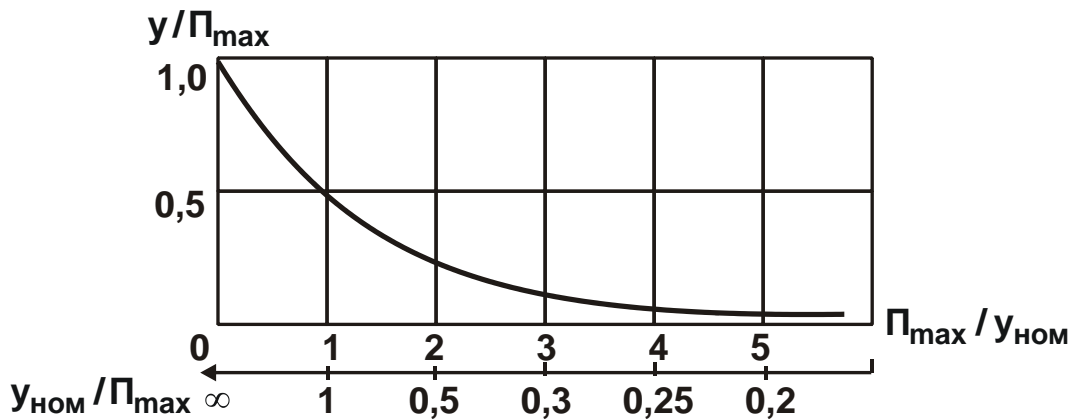


Рисунок 5.20 – Залежність відношення y/Π_{\max} від $\Pi_{\max}/y_{\text{НОМ}}$

Отримаємо розрахункові залежності для визначення похибки форми оброблюваної деталі. Із фізичної точки зору вона обумовлена нерівномірністю припуску, що знімається (похибкою форми обробки на попередній операції).

Припустимо, що найбільший припуск, що знімається, дорівнює Π_{\max} , а найменший припуск, що знімається, – Π_{\min} . Тоді різницю при-

пусків $\Delta\Pi = \Pi_{\max} - \Pi_{\min}$ визначатиме похибка форми заготовки. Похибку форми оброблюваної деталі отримаємо як різницю величин пружних переміщень, що виникають у моменти обробки ділянок деталі із найбільшим Π_{\max} і найменшим Π_{\min} припуском. Тоді, із урахуванням залежності (5.119), похибка форми оброблюваної деталі (позначимо її Δy) визначиться:

$$\begin{aligned} \Delta y = y_{\max} - y_{\min} &= \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{\text{НОМ}}} + \frac{1}{\Pi_{\max}}\right)} - \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{\text{НОМ}}} + \frac{1}{\Pi_{\min}}\right)} = \\ &= \frac{1}{\Pi_{\max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right) - \frac{1}{\Pi_{\min}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\min}}{y_{\text{НОМ}}}\right) = \frac{\Delta\Pi}{\left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\min}}{y_{\text{НОМ}}}\right)}, \end{aligned} \quad (5.120)$$

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

У результаті дійшли достатньо складної за структурою залежності, в якій параметри Π_{\max} і Π_{\min} входять як у чисельник, так і в знаменник. Із одного боку, похибка форми оброблюваної деталі (що визначається параметром Δy) пов'язана лінійною залежністю із параметром $\Delta\Pi$, який визначає точність форми вихідної заготовки. Із іншого боку, параметри Π_{\max} і Π_{\min} , що входять до знаменника залежності (5.120), призводять до зменшення параметра Δy .

За умов $\Pi_{\max}, \Pi_{\min} > y_{\text{НОМ}}$ залежність (5.120) спроститься:

$$\Delta y = \frac{y_{\text{НОМ}}^2 \cdot \Delta\Pi}{\Pi_{\max} \cdot \Pi_{\min}} = y_{\text{НОМ}}^2 \cdot \left(\frac{1}{\Pi_{\min}} - \frac{1}{\Pi_{\max}}\right). \quad (5.121)$$

У цьому разі на параметр Δy суттєво впливає величина $y_{\text{НОМ}}$. Проте, найбільше впливає на параметр Δy різниця параметрів Π_{\max} і Π_{\min} , тобто параметр $\Delta\Pi$: чим він менше, тим менше параметр Δy і менша похибка форми оброблюваної деталі.

Користуючись класичними поняттями технології машинобудування, відношення параметрів $\Delta\Pi$ і Δy визначає уточнення ε . Аналітична залежність для його визначення із урахуванням залежності (5.120) набуває вигляду:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} = \left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\min}}{y_{\text{НОМ}}}\right). \quad (5.122)$$

Як витікає із залежності (5.122), уточнення ε тим більше, чим більше параметри Π_{\max} , Π_{\min} і менше величина $y_{\text{НОМ}}$. За умов Π_{\max} , $\Pi_{\min} > y_{\text{НОМ}}$ із урахуванням залежності (5.122) величина уточнення ε визначиться:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} = \frac{\Pi_{\max} \cdot \Pi_{\min}}{y_{\text{НОМ}}^2}. \quad (5.123)$$

Із цієї залежності витікає цілком однозначний зв'язок між параметрами ε і $y_{\text{НОМ}}$, Π_{\max} , Π_{\min} . Якщо $\Pi_{\max} = \Pi_{\min} = \Pi$, то залежність (5.123) спрощується:

$$\varepsilon = \left(\frac{\Pi}{y_{\text{НОМ}}} \right)^2. \quad (5.124)$$

Із залежності (5.124) витікає, що уточнення ε пов'язане із відношенням $\Pi/y_{\text{НОМ}}$ квадратичною залежністю. Із курсу технології машинобудування відомо, що величина, обернена до уточнення ε , називається коефіцієнтом зменшення похибки і позначається k_y . Тоді залежність для визначення k_y із урахуванням залежності (5.122) набуде вигляду:

$$k_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{\Delta y}{\Delta\Pi} = \frac{1}{\left(1 + \frac{\Pi_{\max}}{y_{\text{НОМ}}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{\min}}{y_{\text{НОМ}}}\right)}. \quad (5.125)$$

Коефіцієнт зменшення похибки k_y тим менше, чим більше параметри Π_{\max} , Π_{\min} і менше величина $y_{\text{НОМ}}$. На рис. 5.21 графічно показано характер зміни коефіцієнта зменшення похибки k_y та уточнення ε зі збільшенням відношень $\Pi_{\max}/y_{\text{НОМ}}$ та $\Pi_{\min}/y_{\text{НОМ}}$. Отже, отримано аналітичні залежності для визначення двох найважливіших параметрів технології машинобудування – коефіцієнта зменшення похибки k_y і уточнення ε . Це відкриває нові можливості аналізу та прогнозування шляхів підвищення точності механічної обробки.

Проведемо аналіз умов зменшення параметрів y та Δy . Із наведених вище залежностей видно, що основним шляхом зменшення параметрів y і Δy є зменшення величини $y_{\text{НОМ}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}$. Зменшення цієї величини передбачає збільшення параметрів c , V та зменшення

параметрів Q_0 і $\sigma/K_{\text{різ}}$. Раніше наведено загальну методику розрахунку параметрів точності обробки y , Δy , ε і k_y . Цю методику можна спростити, враховуючи, що за умови $\Pi_{\text{max}}/y_{\text{ном}} > 3$ залежність (5.102) набуває спрощеного вигляду: $y \approx y_{\text{ном}}$. Тоді параметр Δy визначиться залежністю (5.81), параметр ε – залежністю (5.123), а параметр k_y – залежністю:

$$k_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{y_{\text{ном}}^2}{\Pi_{\text{max}} \cdot \Pi_{\text{min}}} \quad (5.126)$$

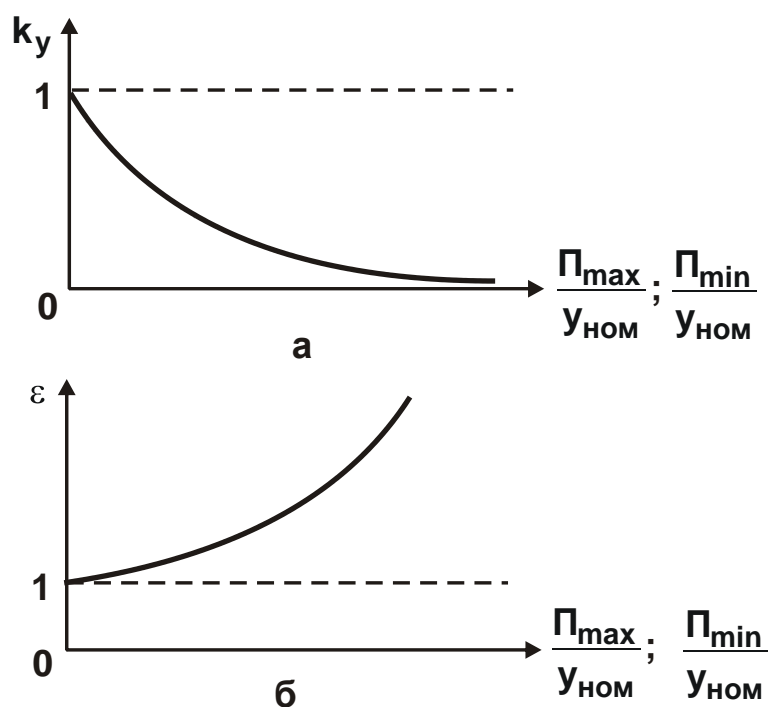


Рисунок 5.21 – Залежність коефіцієнта зменшення похибки k_y (а) і уточнення ε (б) від відношень $\Pi_{\text{max}}/y_{\text{ном}}$ і $\Pi_{\text{min}}/y_{\text{ном}}$

Використовуючи наведені залежності, можна запропонувати такі алгоритми розрахунку оптимальних умов обробки, що забезпечують необхідні значення параметрів точності обробки y та Δy :

$$\begin{cases} y = y_{\text{ном}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}, \\ \Delta y = \frac{\Delta \Pi}{\Pi_{\text{max}} \cdot \Pi_{\text{min}}} \cdot y_{\text{ном}}^2, \end{cases} \quad (5.127)$$

1) для заданих значень параметрів y та Δy на основі системи рівнянь (5.87) слід здійснити вибір раціональних значень параметрів Q_0 , c , V , $\sigma/K_{\text{різ}}$, Π_{max} і Π_{min} ;

2) для заданих значень параметрів y , Δy і Π_{max} , Π_{min} слід здійснити вибір раціональних значень параметрів Q_0 , c , V , $\sigma/K_{\text{різ}}$.

У загальному вигляді величина y для першої схеми обробки (схеми, що характеризується параметрами P_y і y , які збільшуються в часі) визначається залежністю (5.108). Тому перетворимо цю залежність із урахуванням залежності (5.107), розглядаючи в ній замість параметра Q_0 параметр Q :

$$y = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)} = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{1}{y_{\text{ном}}} \cdot \frac{Q \cdot \tau}{F}\right)}. \quad (5.128)$$

Відношення Q/F , як показано раніше, дорівнює швидкості радіальної подачі $V_{\text{ф}}$. Тоді із урахуванням умови $V_{\text{ф}} \cdot \tau = \Pi_{\text{max}}$ залежність (5.128) набуде вигляду:

$$y = \frac{y_0 + \Pi_{\text{max}}}{\left(1 + \frac{\Pi_{\text{max}}}{y_{\text{ном}}}\right)}. \quad (5.129)$$

Зменшити величину пружного переміщення для цієї схеми обробки і, таким чином, підвищити точність обробки можна шляхом виконання умови $y_0 = 0$, тобто виключаючи початковий натяг y_0 в технологічній системі.

Виконаємо розрахунок та аналіз точності обробки для другої схеми обробки, що характеризується сталістю в часі параметрів P_y і y , для якої справедливі відношення:

$$y = y_0 = y_{\text{ном}} = \frac{\sigma}{K_{\text{різ}}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V} = \frac{P_{y_{\text{ном}}}}{c}. \quad (5.130)$$

Умови зменшення величини пружного переміщення y для цієї схеми показано на рис. 5.22.

Для третьої схеми, що характеризується зменшенням y в часі параметрів P_y і y (схеми виходжування), справедливі відношення:

$y_0 = \Pi_{\max} > y_{\text{ном}}$ і $Q_0 = 0$. Розмір пружного переміщення y (точність розміру оброблюваної деталі) визначається залежністю:

$$y = \frac{\Pi_{\max}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.131)$$

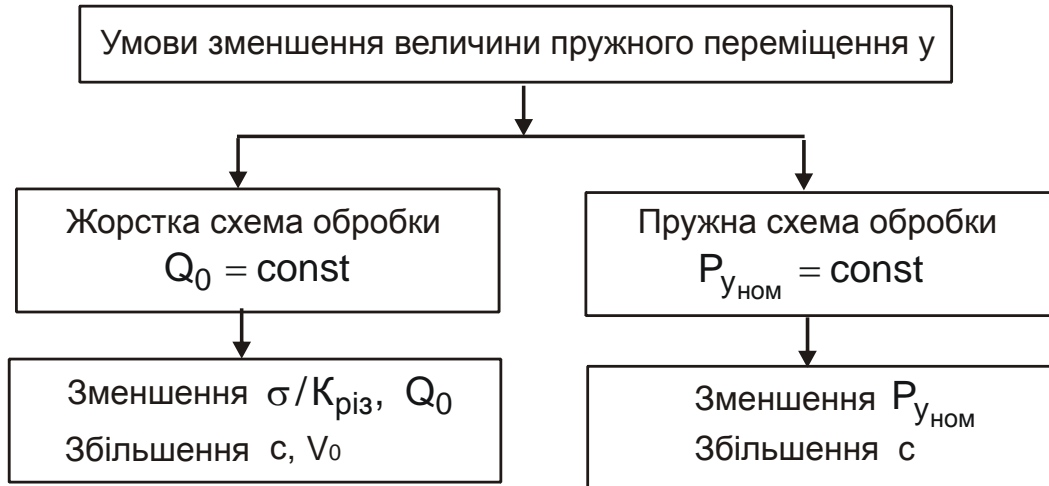


Рисунок 5.22 – Структурна схема умов зменшення величини пружного переміщення y

Точність форми оброблюваної деталі Δy визначається різницею максимального y_{\max} та мінімального y_{\min} значень величини пружного переміщення.

Тоді із урахуванням залежності (5.131) та виразу $\Delta \Pi = \Pi_{\max} - \Pi_{\min}$, отримано:

$$y = \frac{\Pi_{\max}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (5.132)$$

Виражаючи залежність (5.132) відносно знаменника і підставляючи отриманий вираз у залежність (5.131), отримано

$$\Pi_{\max} = y \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y} \quad (5.133)$$

або

$$\frac{\Pi_{\max}}{y} = \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}. \quad (5.134)$$

Характер зміни безрозмірної величини Π_{\max} / y зі збільшенням безрозмірної величини $\Delta\Pi / \Delta y$ графічно показано на рис. 5.23. Як видно, між величинами Π_{\max} / y і $\Delta\Pi / \Delta y$ існує лінійний зв'язок. Після перетворень залежностей (5.131) і (5.132) встановлено час процесу виходжування τ :

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Delta\Pi}{\Delta y} - 1 \right). \quad (5.135)$$

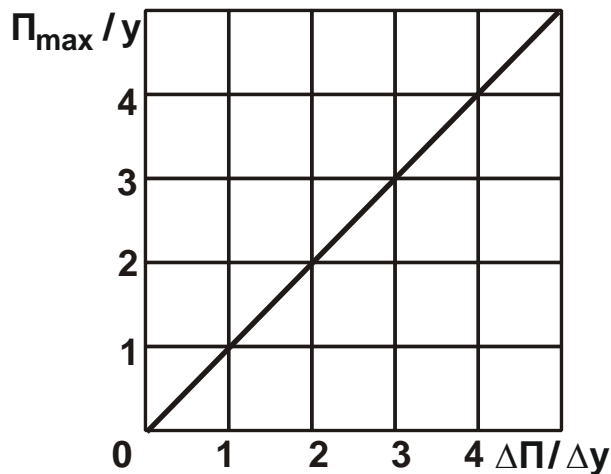


Рисунок 5.23 – Залежність відношення Π_{\max} / y від $\Delta\Pi / \Delta y$

Поряд із параметрами F , c , V , $\sigma / K_{\text{різ}}$, що характеризують процес різання, залежність (5.135) містить параметри точності обробки y і Δy . Чим більше відношення $\Delta\Pi / \Delta y$, тим тривалішим має бути процес виходжування для забезпечення необхідного параметра точності обробки Δy .

5.4. Вплив пружних переміщень, виникаючих в технологічній системі, на точність і продуктивність обробки під час круглого зовнішнього урізного шліфування

Завдання підвищення точності та продуктивності обробки під час шліфування мають значне практичне значення. Їм присвячено численні роботи [92; 98]. Важливим напрямом вирішення цього завдання є зни-

ження негативної ролі пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, під час формування параметрів точності обробки [46]. Тому у роботі наведено результати теоретичних та експериментальних досліджень зв'язку пружних переміщень, які виникають у технологічній системі, із точністю та продуктивністю обробки.

Для вирішення поставлених завдань скористаємося теоретичним підходом [98; 99] до визначення величини пружного переміщення y , що виникає в технологічній системі, щодо процесу круглого зовнішнього урізного шліфування:

$$y = y_{\text{ст}} \cdot (1 - e^{-\bar{\beta} \cdot \tau}), \quad (5.136)$$

$$\text{де } y_{\text{ст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{\text{кр}} \cdot K_{\text{ш}} \cdot c};$$

$$\bar{\beta} = \frac{V_{\text{кр}} \cdot K_{\text{ш}} \cdot c}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma};$$

$Q_0 = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot V_{\text{рад}}$ – номінальна продуктивність обробки, м³/с;

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

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

P_z, P_y – відповідно, тангенціальна і радіальна складові сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$D_{\text{дет}}, l_{\text{дет}}$ – діаметр і довжина оброблюваної деталі, м;

$V_{\text{рад}}$ – швидкість радіальної подачі, м/с;

τ – час обробки, с.

Параметр $y_{\text{ст}}$ після перетворення набуває вигляду:

$$y_{\text{ст}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot V_{\text{рад}}}{V_{\text{кр}} \cdot K_{\text{ш}} \cdot c}. \quad (5.137)$$

Як видно, параметр $y_{\text{ст}}$ описується залежністю: $y_{\text{ст}} = V_{\text{рад}} / \bar{\beta} = V_{\text{рад}} \cdot B$, де $B = 1 / \bar{\beta}$. Із фізичної точки зору параметр B визначає час, протягом якого шліфувальний круг переміститься у радіальному напрямі на величину $y_{\text{ст}}$, тобто параметр B – це постійна часу формування пружного переміщення в технологічній системі. Тоді

$$y_{\text{ст}} = B \cdot V_{\text{рад}}; \quad (5.138)$$

$$B = \frac{1}{\beta} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}{V_{\text{кр}} \cdot K_{\text{ш}} \cdot c}. \quad (5.139)$$

Постійна часу B обернено пропорційна параметру β . Вона тим менше, чим менше площа обробки $F = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}}$, відношення $\sigma/K_{\text{ш}}$ (що визначає силову напруженість процесу обробки) і чим більше швидкість круга $V_{\text{кр}}$ та наведена жорсткість технологічної системи c . Постійну часу B можна розглядати однією із основних характеристик технологічної системи, оскільки вона визначає тривалість перехідного процесу обробки, пов'язаного із формуванням у технологічній системі пружного переміщення величиною $y_{\text{ст}}$.

Залежність (5.136) із урахуванням залежності (5.139) опишеться:

$$y = y_{\text{ст}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right). \quad (5.140)$$

Позначаючи $n = \tau/B$, маємо:

$$\frac{y}{y_{\text{ст}}} = 1 - e^{-n}. \quad (5.141)$$

Характер зміни розрахованих за залежністю (5.141) значень $y/y_{\text{ст}}$ показано на рис. 5.24. Як видно, зі збільшенням n відношення $y/y_{\text{ст}}$ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. За умови $n=3$ відмінність значень y і $y_{\text{ст}}$ становить 5%. Тому за умови $n \geq 3$ із достатньою для практики точністю розрахунки величини y можна виконувати за спрощеною залежністю:

$$y \approx y_{\text{ст}}. \quad (5.142)$$

Для практичного використання залежностей (5.140) і (5.141) необхідно знати значення параметра B та, відповідно, величини $y_{\text{ст}}$, пов'язаної із параметром B залежністю (5.138). Визначити параметр B можна на основі залежності (5.139), проте це вимагає проведення складних експериментальних досліджень щодо встановлення значень умовного напруження різання σ , коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ та жорсткості технологічної системи c . Простіше встановити параметр B можна розрахунково-експериментальним шляхом, використовуючи залежність (5.140), і експериментальні дані величин y і τ . Для цього необхідно залежність (5.140) подати у вигляді:

$$y = B \cdot V_{\text{рад}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right), \quad (5.143)$$

де $V_{\text{рад}} = \Pi / \tau$;

Π – номінальна величина припуску, що знімається, м.

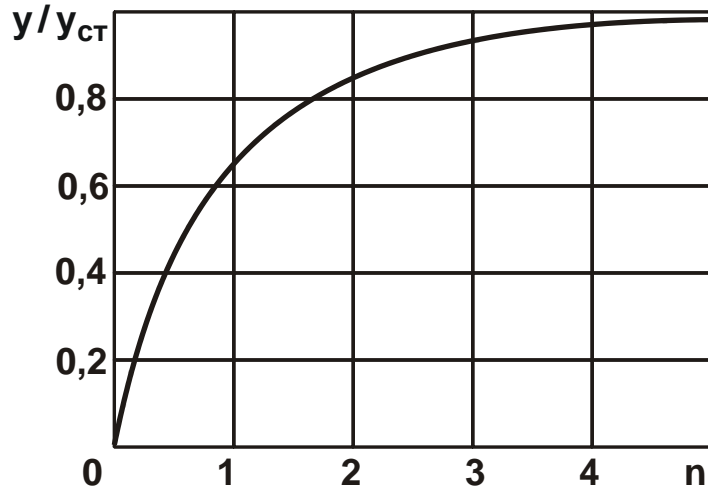


Рисунок 5.24 – Залежність відношення $y/y_{\text{ст}}$ від величини n

Після перетворень залежність (5.143) остаточно запишеться:

$$y = \Pi \cdot \frac{B}{\tau} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right) = \frac{\Pi}{n} \cdot (1 - e^{-n}). \quad (5.144)$$

На рис. 5.25 наведено розраховані за залежністю (5.104) значення y/Π .

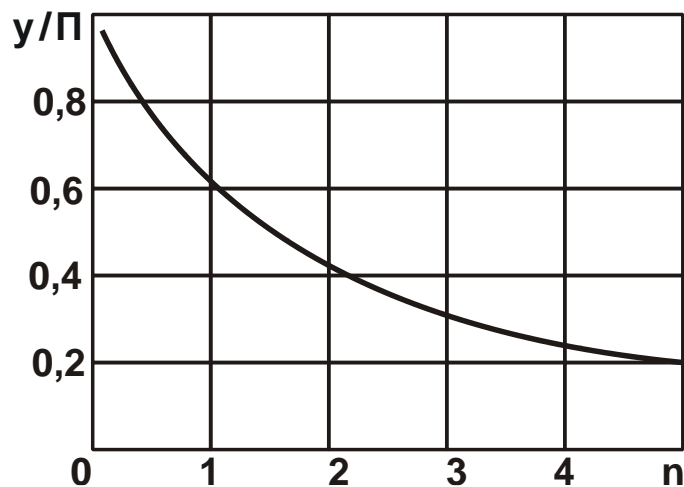


Рисунок 5.25 – Залежність відношення y/Π від величини n

Як видно, зі збільшенням величини n (тобто зі збільшенням часу обробки τ і, відповідно, зменшенням швидкості $V_{\text{рад}}$ за умови $\Pi = \text{const}$) величина пружного переміщення y зменшується. Методика визначення невідомої величини n , що входить у залежність (5.144), полягає в наступному. Експериментально встановлюються значення y , τ та Π . За відомим відношенням y/Π , використовуючи рис. 5.24, визначається потрібне значення n . Потім із залежності $B = \tau/n$ визначається значення B . Знаючи швидкість радіальної подачі $V_{\text{рад}} = \Pi/\tau$, визначається величина $y_{\text{ст}} = B \cdot V_{\text{рад}}$.

Для проведення експериментів виготовлено спеціальну циліндричну оправку із сталі 45, на якій механічним шляхом кріпилися 4 пластини із твердого сплаву ВК8. Оправку встановлювали в центри круглошліфувального верстата. Під час шліфування оправка здійснювала обертальний рух, а шліфувальний круг – урізну (радіальну) подачу. У результаті забезпечувалося кругле зовнішнє урізне шліфування твердосплавних пластин. Швидкість шліфувального круга встановлювали рівною значенню $V_{\text{кр}} = 30$ м/с, а швидкість обертання деталі – $V_{\text{дет}} = 30$ м/хв. Використовували алмазний круг на металевій зв'язці 1А1 300×20×5 АС6 125/100 М1-01 4. Після встановлення алмазного круга на верстат здійснювали його електроерозійне правлення. Це дозволило усунути биття круга, забезпечити високу розвиненість його ріжучого рельєфу і, відповідно, високу ріжучу здатність.

Під час проведення експериментів приймалася постійною номінальна величина припуску $\Pi = 0,5$ мм незалежно від швидкості радіальної подачі $V_{\text{рад}}$. У ході проведення експериментів вимірювався час обробки τ та визначалася величина пружного переміщення y :

$$y = \Pi - \frac{D_{\text{дет}_1} - D_{\text{дет}_2}}{2}, \quad (5.145)$$

де $D_{\text{дет}_1}$, $D_{\text{дет}_2}$ – діаметри оброблюваної деталі до та після обробки, м.

У табл. 5.4 наведено експериментальні значення параметрів τ , y і y/Π , які отримано під час шліфування із різними швидкостями радіальної подачі $V_{\text{рад}}$. На основі цих даних за відповідними залежностями, наведеними вище, визначено значення параметрів n , B і $y_{\text{ст}}$

(табл. 5.5). Це дозволило кількісно оцінити роль пружних переміщень в процесі знімання припуску під час шліфування. Як видно, значення $y_{ст}$ дещо більше за значення y . Це добре узгоджується із теоретичними результатами і указує на те, що за умови $n \rightarrow 3$ значення $y_{ст}$ і y відрізняються несуттєво.

Таблиця 5.4 – Експериментальні значення параметрів τ , $V_{рад}$, y і y/Π

№	τ , с	$V_{рад}$, мм/с	y , мм	y/Π
1	50	0,01	0,17	0,34
2	45	0,011	0,2	0,4

Таблиця 5.5 – Розрахункові значення параметрів n , B і $y_{ст}$

№	n	B , с	$y_{ст}$, мм
1	2,9	17,24	0,172
2	2,25	20,0	0,22

Визначимо умови підвищення продуктивності обробки із урахуванням обмеження за точністю розміру обробленої деталі. Згідно з отриманим теоретичним рішенням [98; 99], підвищити продуктивність обробки можна шляхом створення в технологічній системі початкового натягу y_0 , який дорівнює або перевищує значення $y_{ст}$. Цим виключається перехідний процес, протягом якого фактична продуктивність обробки Q та величина пружного переміщення y менше номінальних значень Q_0 та $y_{ст}$. Таким чином, за суттю, запропоновано експрес-методику розрахунково-експериментального визначення величини $y_{ст}$, що дозволяє в кожному конкретному випадку правильно встановлювати величину $y_{ст}$ і, тим самим, забезпечити підвищення продуктивності обробки.

Слід зазначити, що умова $y_0 = y_{ст}$ є необхідною, але недостатньою для підвищення продуктивності під час фінішної обробки. Достатньою може бути умова забезпечення максимально можливої продуктивності із урахуванням обмеження за точністю обробки. У роботі [99] теоретично обґрунтовано оптимальну за структурою операцію шліфування, що забезпечує максимально можливу продуктивність для

заданої точності обробки. Вона включає лише перехід виходжування. Однак для її здійснення необхідно використовувати інструменти із високою ріжучою здатністю, наприклад, алмазні круги на металевій зв'язці після ефективного електроерозійного правлення (із розвиненим ріжучим рельєфом). Застосування алмазних кругів із відносно низькою ріжучою здатністю вимагає здійснення операції шліфування в два переходи: чорнове шліфування та подальше виходжування.

Суттєвим обмеженням здійснення встановленої оптимальної за структурою операції шліфування є також збільшені припуски на обробку. У цьому випадку операцію шліфування також доводиться виконувати у два переходи: чорнове шліфування та виходжування. Іншими словами, оптимальну за структурою операцію шліфування можна здійснити за умови знімання відносно невеликих припусків.

5.5. Закономірності управління пружними переміщеннями, виникаючими в технологічній системі під час шліфування

Припустимо, що під дією радіальної складової сили різання P_y у технологічній системі виникають пружні переміщення y . Рівняння балансу пружних переміщень y в процесі шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із номінальною швидкістю $V'_{дет}$ (рис. 5.26), має вигляд:

$$y = V'_{дет} \cdot \tau - \int \bar{V}'_{дет} \cdot dt, \quad (5.146)$$

де τ – час обробки, с;

$\bar{V}'_{дет}$ – фактична швидкість руху зразка, м/с ($\bar{V}'_{дет} \leq V'_{дет}$).

Якщо круг працює у режимі самозаточування, то процес шліфування, як правило, стабілізується в часі, і величина пружного переміщення y , виникаючого в технологічній системі, набуває постійного значення. Фактичне знімання матеріалу, що визначається другим доданком в залежності (5.146), менше номінального знімання матеріалу, що встановлюється за лімбом верстата і визначається першим доданком. Якщо круг працює у режимі затуплення, то величина y змінна у часі (безперервно збільшується). Це зумовлено більш інтенсивним збільшенням першого доданку.

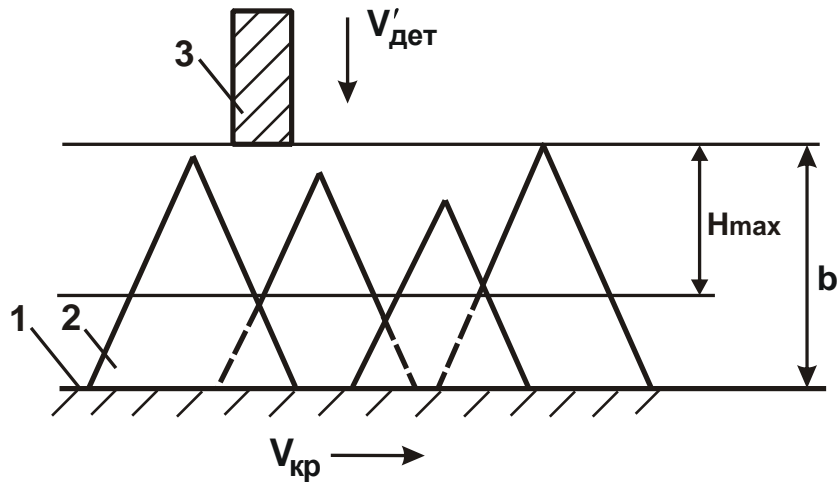


Рисунок 5.26 – Розрахункова схема параметрів шліфування:
 1 – зв'язка круга; 2 – ріжучі зерна; 3 – оброблюваний зразок
 ($V_{кр}$ – швидкість круга, м/с; b – максимальна висота виступання
 ріжучих зерен над рівнем зв'язки шліфувального круга, м;
 H_{max} – максимальна товщина зрізу зернами круга, м)

Встановимо із рівняння (5.146) швидкість $\bar{V}'_{дет}$ як функцію від часу шліфування із урахуванням виразу $P_y = c \cdot y$, де c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Радіальна складова сили різання визначається залежністю:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сум}}{K_{ш}}, \quad (5.147)$$

де P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

$S_{сум}$ – сумарна миттєва площа зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м².

У роботах [5; 85] наведено аналітичні залежності для визначення параметрів шліфування:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{ст}}{1 - \eta}}; \quad (5.148)$$

$$K_{ш} = 2 \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{ст} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}}; \quad (5.149)$$

$$S_{\text{сум}} = \frac{F \cdot \bar{V}'_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}, \quad (5.150)$$

де HV , $\sigma_{\text{СТ}}$ – твердість за Віккерсом і межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, $\text{H}/\text{м}^2$;

2γ – кут у вершини ріжучого конусоподібного зерна;

η – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення ріжучого зерна, $0 \dots 1,0$ ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна);

F – площа контакту шліфувального круга із оброблюваним зразком, м^2 .

Після підстановки залежностей (5.148) – (5.150) до залежності (5.147), маємо:

$$P_y = \frac{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot F \cdot \bar{V}'_{\text{дет}}}{2 \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}}. \quad (5.151)$$

Після підстановки залежності (5.151) в інтегральне рівняння (5.146) та його диференціювання за часом τ отримано наступне диференціальне рівняння:

$$\frac{d\bar{V}'_{\text{дет}}}{d\tau} = \frac{1}{\alpha_3} \cdot (V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}}), \quad (5.152)$$

де $\alpha_3 = \frac{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot c \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}}$.

Після вирішення диференціального рівняння (5.152) шляхом поділу змінних і приймаючи у першому наближенні постійною величину $(1 - \eta)$, тобто не враховуючи зношування зерен круга в часі, отримано:

$$\frac{d\bar{V}'_{\text{дет}}}{(V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}})} = \frac{d\tau}{\alpha_3}, \quad (5.153)$$

звідки $\ln(V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}}) = -\frac{\tau}{\alpha_3} + C_0$ або

$$\bar{V}'_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} - C_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}. \quad (5.154)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається із початкової умови обробки, наприклад, за умови $\bar{V}'_{\text{дет}}(\tau = 0) = 0$. Тоді $C_1 = V'_{\text{дет}}$ і рішення диференціального рівняння (5.154) набуває вигляду:

$$\bar{V}'_{дет} = V'_{дет} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (5.155)$$

Із залежності (5.155) витікає, що із часом обробки τ фактична швидкість руху зразка (або фактична швидкість знімання матеріалу) $\bar{V}'_{дет}$ збільшується, необмежено наближаючись до номінальної швидкості руху зразка (номінальної швидкості знімання матеріалу) $V'_{дет}$ (рис. 5.27).

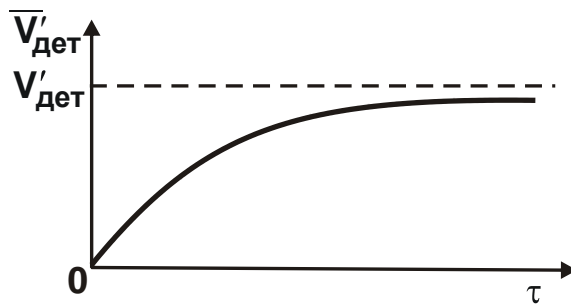


Рисунок 5.27 – Залежність фактичної швидкості руху зразка $\bar{V}'_{дет}$ від часу обробки τ

Після підстановки залежності (5.155) до рівняння (5.146), визначено пружне переміщення y :

$$y = -V'_{дет} \cdot \alpha_3 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} + C_2. \quad (5.156)$$

Постійна інтегрування C_2 визначається із початкової умови $y(\tau = 0) = 0$. Тоді $C_2 = V'_{дет} \cdot \alpha_3$ і залежність (5.156) описується:

$$y = V'_{дет} \cdot \alpha_3 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (5.157)$$

Характер зміни величини y в часі такий самий, як і параметра $\bar{V}'_{дет}$ (рис. 5.27). Відповідно до залежності (5.151), добуток $V'_{дет} \cdot \alpha_3$ визначає значення $y = y_0$ для швидкості $V'_{дет}$. Тоді залежність (5.157) можна подати у вигляді:

$$y = y_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (5.158)$$

За умови $\tau \rightarrow \infty$ значення $y \rightarrow y_0$, тобто воно збільшується, що призводить до зниження точності обробки.

За умови створення початкового натягу в технологічній системі, тобто за початкових умов:

$$\begin{cases} \bar{V}'_{\text{дет}}(\tau = 0) = V_1; \\ y(\tau = 0) = y_1 \end{cases} \quad (5.159)$$

рішення диференціального рівняння (5.153) набуває вигляду:

$$\bar{V}'_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right) + V_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}; \quad (5.160)$$

$$y = y_1 - (V_1 - V'_{\text{дет}}) \cdot \alpha_3 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (5.161)$$

Із урахуванням залежності (5.151) і залежності $y_1 = \alpha_3 \cdot V_1$, маємо:

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} + V'_{\text{дет}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (5.162)$$

Перший доданок визначає пружне переміщення на переході виходжування, а другий доданок – на переході чистового шліфування. Як видно, доданки, що входять у залежність (5.162), протилежно впливають на характер зміни величини пружного переміщення y в часі. Зменшити величину y і, тим самим, підвищити точність обробки можна виключенням другого доданку із залежності (5.162). Це виконується за умови $V'_{\text{дет}} = 0$, тобто під час шліфування без подачі із початковим радіальним переміщенням y_1 . У даному разі основний час обробки визначається лише тривалістю переходу виходжування.

На практиці дану схему обробки застосовують під час знімання відносно невеликих припусків на операціях доведення. Насправді можливості цієї схеми значно ширші, і її можна використати під час знімання значних припусків, що залишаються після попередньої лезової і остаточної абразивної обробок [69].

Ефект схеми полягає у забезпеченні максимально можливої продуктивності для заданої точності обробки. Основними обмеженнями застосування схеми є необхідність забезпечення високої ріжучої здатнос-

ті шліфувального круга і створення початкового натягу в технологічній системі, рівного величині припуску, що знімається, який може досягати великих значень – 1 ... 2 мм і більше. У цих умовах на практиці прийнято основну частину припуску видаляти за жорсткою схемою із заданою радіальною або поздовжньою подачею інструменту і лише невелику частину припуску – за схемою, що пропонується (із початковим радіальним переміщенням y_1). За умови забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга можна видаляти значні припуски за даною схемою виходжування, якщо виключити перехід шліфування та збільшити продуктивність за умови забезпечення заданої точності обробки.

Обробка за жорсткою схемою описується другим доданком залежності (5.160). Її застосування призводить до збільшення величини y (зниження точності обробки). Отже, застосовувані на практиці схеми обробки лезовими і абразивними інструментами із метою забезпечення точності обробки є малопродуктивними. Необхідно використовувати схему обробки без подачі із початковим радіальним переміщенням, зменшуючи припуски під обробку та обмежуючись фінішними операціями із застосуванням абразивних та лезових інструментів.

За суттю, застосовувані на практиці процеси різання за жорсткою схемою є вимушеним заходом у зв'язку із необхідністю знімання відносно великих припусків і складністю забезпечення високої ріжучої здатності інструменту.

Під час абразивної обробки без подачі із початковим радіальним переміщенням (тобто під час виходження) виконується умова $V'_{дет} = 0$. у результаті залежності (5.160) і (5.162) набувають вигляду:

$$\bar{V}'_{дет} = V_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} = \frac{y_1}{\alpha_3} \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} ; \quad (5.163)$$

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} . \quad (5.164)$$

Фактична швидкість знімання матеріалу $V'_{дет}$ і пружне переміщення y із часом обробки τ безперервно зменшуються. Початкові значення $\bar{V}'_{дет}$ і y визначаються значенням радіального переміщення y_1 . Чим більше y_1 , тим більше параметри $\bar{V}'_{дет}$ і y . Інтенсивність зменшення параметрів $\bar{V}'_{дет}$ і y із часом обробки залежить від α_3 .

Отримані рішення справедливі за умови сталості у часі безрозмірного коефіцієнта η , що визначає ступінь затуплення ріжучих зерен. Насправді, із часом обробки коефіцієнт η збільшується у зв'язку зі зношенням зерен. Це призводить до більш складного розв'язання диференціального рівняння (5.153). Однак у першому наближенні можна прийняти рішення у вигляді залежності (5.155), за якою зі збільшенням коефіцієнта η фактична швидкість руху оброблюваного зразка $\bar{V}'_{\text{дет}}$ із часом буде збільшуватися менш інтенсивно. Це знизить ефективність застосування схеми виходжування із початковим натягом у технологічній системі.

5.6. Вплив динаміки процесу різання на точність обробки

Під час механічної обробки в технологічній системі, зазвичай, виникають коливальні процеси, які призводять до зниження якості і точності оброблюваних поверхонь. Тому постійно виникають проблеми пошуку шляхів зниження інтенсивності коливань завдяки застосуванню більш прогресивних ріжучих інструментів, що мають високу ріжучу здатність і зносостійкість, нових технологічних середовищ, підвищення жорсткості елементів технологічної системи, вибору оптимальних режимів різання тощо.

Основними причинами, що викликають коливання сил різання і призводять до виникнення вимушених коливань у технологічній системі, є: нерівномірність припуску, що знімається, за діаметром; невірноваженість обертальних мас верстатів тощо. За цих умов знижується точність обробки.

Для управління параметрами точності обробки необхідно у загальному вигляді аналітично встановити функціональні зв'язки динамічних параметрів процесу різання із амплітудою коливань ріжучої кромки інструменту [86].

Для визначення статичних і динамічних характеристик пружної системи верстата необхідно подати оброблювану деталь у вигляді одномасової динамічної моделі (рис. 5.28,а) із урахуванням радіальної складової сили різання, що змінюється із часом за синусоїдальним законом P_y (рис. 5.28,б).

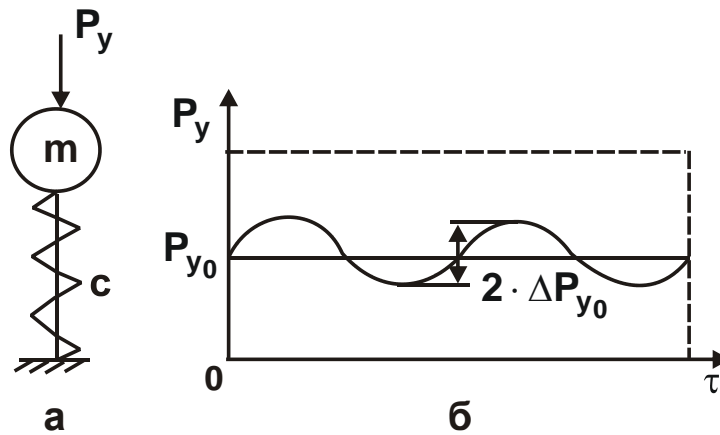


Рисунок 5.28 – Схема одномасової динамічної моделі та її гармонійні коливання

Гармонійні коливання одномасової динамічної моделі можна описати диференціальним рівнянням у вигляді:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_{y_0} + \Delta P_{y_0} \cdot \sin \omega \tau, \quad (5.165)$$

де m і c – відповідно, наведені маса (кг) і жорсткість технологічної системи (Н/м);

\ddot{y} – прискорення руху маси m , m/c^2 ;

P_{y_0} – статична складова сили P_y , Н;

ΔP_{y_0} – амплітуда коливань сили P_y , м;

ω – частота коливань, Гц.

Рішення диференціального рівняння (5.165) має вигляд:

$$y = \frac{P_{y_0}}{c} + \frac{\Delta P_{y_0}}{\left(k^2 - \omega^2\right) \cdot m} \cdot \sin \omega \psi, \quad (5.166)$$

де $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$ – власна частота коливань технологічної системи.

Встановлено, що за умови $k > \omega$ роль динаміки є несуттєвою. За умови $k \rightarrow \omega$ амплітуда коливань необмежено збільшується завдяки другій складовій залежності (5.166), яку можна подати у вигляді:

$\frac{y_{ст}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)} \cdot \sin \omega \psi$, де $y_{ст} = \Delta P_{y_0} / c$. Значення величини $\frac{y_{ст}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)}$ показано

на рис. 5.29.

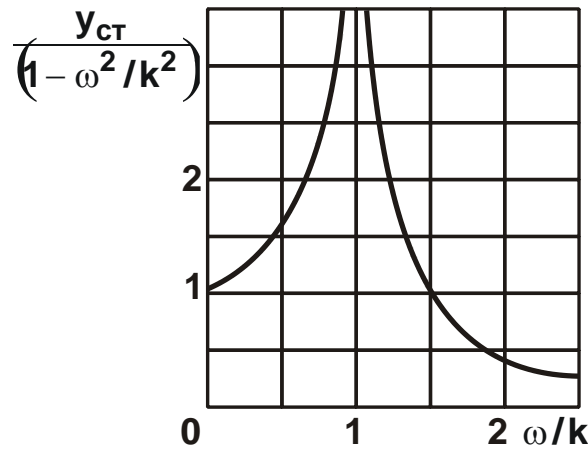


Рисунок 5.29 – Залежність величини $\frac{y_{ст}}{(1 - \omega^2 / k^2)}$ від відношення ω / k

У роботі [83] показано, що резонансні явища проявляються не відразу, а через певний проміжок часу. Це витікає із узагальненого інтеграла за умови $\omega = k$ (для другої складової залежності (5.166)):

$$y = \frac{\Delta P_{y_0}}{m \cdot k} \cdot \int_0^{\tau} \sin k t_1 \cdot \sin k(\tau - t_1) \cdot dt_1 = y_{ст} (\sin k \tau - k \tau \cdot \cos k \tau), \quad (5.167)$$

де t_1 – нова змінна ($0 < t_1 < \tau$).

Як видно, амплітуда коливань y із часом збільшується за лінійним законом і через певний час перетворюється у нескінченність. Тому за нетривалого часу обробки в резонансному режимі можна уникнути похибок обробки.

За умови $\omega > k$ у резонансній області амплітуда коливань зменшується і за умови $\omega > \sqrt{2} \cdot k$ друга складова в залежності (5.166) стає менше одиниці. У цьому випадку пружна система не встигає зреагувати на високочастотні зміни сили ΔP_{y_0} та викликати переміщення системи, що дорівнює статичному переміщенню $y_{ст}$.

Розглянемо умови виникнення резонансного стану під час переривчастого шліфування. У цьому випадку на масу m (рис. 5.28) діє імпульс сили P_{y_0} протягом короткого проміжку часу τ . Амплітуда коливань визначається із залежності (5.167) із урахуванням сили P_y :

$$y = 2 \cdot y_{ст} \cdot \sin \frac{k \tau_1}{2} \cdot \sin \left(\tau - \frac{\tau}{2} \right), \quad (5.168)$$

де $y_{ст} = \Delta P_{y_0} / c$.

Максимальне значення амплітуди коливань y_{max} дорівнює:

$$y_{max} = 2 \cdot y_{ст} \cdot \sin \frac{k\tau_1}{2}. \quad (5.169)$$

Відношення $y_{max} / y_{ст}$ називається коефіцієнтом динамічності μ і набуває значень, наведених в табл. 5.6 [83].

Таблиця 5.6 – Розрахункові значення коефіцієнта динамічності μ

τ_1 / T	0	0,01	0,02	0,03	0,05	0,1	0,15	0,25	0,5
μ	0	0,062	0,126	0,188	0,313	0,618	0,708	1,413	2,0

За малих значень відношення τ_1 / T (менше 0,15) коефіцієнт динамічності менше одиниці. Динамічні переміщення у цьому діапазоні зміни відношення τ_1 / T менше статичних переміщень. Зі збільшенням відношення τ_1 / T коефіцієнт динамічності збільшується і за умови $\tau_1 / T = 0,5$ досягає значення $\mu = 2,0$.

Динаміка різання, як видно із наведених даних, пов'язана із часом контакту ріжучого інструмента із деталлю.

Відповідно до залежності (5.168), підвищити точність обробки можна завдяки збільшенню власної частоти коливань k , зменшуючи значення $\sin k\tau_1 / 2$. Із іншого боку, зменшити час τ_1 можна завдяки збільшенню швидкості руху деталі або інструменту (залежно від виду обробки). Ефект зменшення амплітуди коливань (нижче статичного значення) за умови $\tau_1 / T < 0,15$ аналогічний ефекту зменшення амплітуди коливань у резонансній області $\omega > \sqrt{2} \cdot k$.

Заслуговує на увагу аналіз динамічної моделі процесу переривчастого шліфування, яку можна представити у вигляді одномасової системи m , пов'язаної із нерухомою опорою за допомогою пружини жорсткістю c .

На масу m протягом часу τ_1 діє імпульсивне навантаження $P(\tau)$, рівне радіальній складовій сили різання (рис. 5.30), де τ_1 – період контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю, c ; τ_2 – період переривання процесу шліфування під час проходження западини круга над зоною контакту, c .

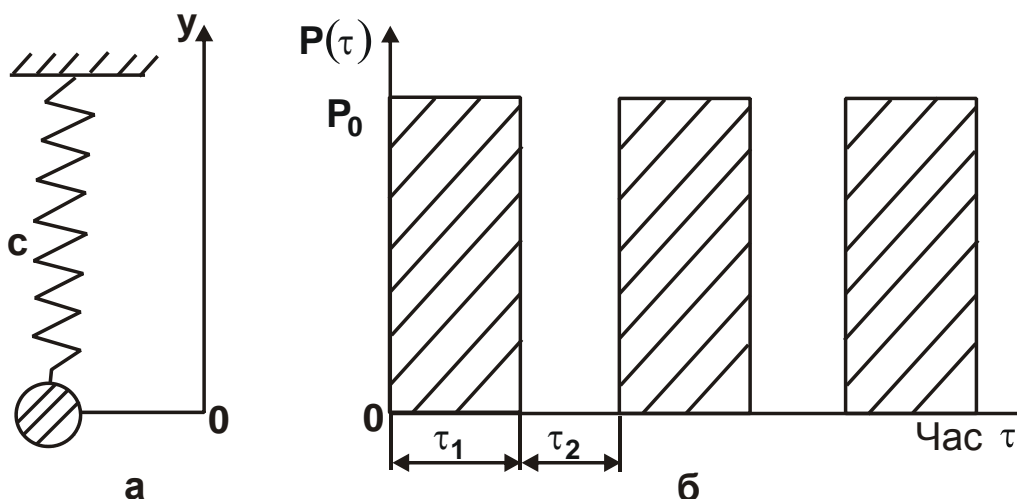


Рисунок 5.30 – Одномасова коливальна система (а) і характер дії імпульсивного навантаження $P(\tau)$ на шпіндельний вузол шліфувального верстата (б)

Коливальний рух маси m на дільниці $(0, \tau_1)$ описується диференціальним рівнянням:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_0, \quad (5.170)$$

на дільниці (τ_1, τ_2) – диференціальним рівнянням:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = 0, \quad (5.171)$$

де y – пружне переміщення маси m під дією імпульсного навантаження $P(\tau)$ у радіальному до шліфувального круга напрямі, м.

Рішення диференціального рівняння (5.170) має вигляд:

$$y_1 = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + y_{ст}, \quad (5.172)$$

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

$y_{ст} = P_0/c$ – статичне переміщення маси m під дією сили P_0 , м.

Після вирішення диференціального рівняння (5.171) отримано:

$$y_2 = C \cdot \sin k\tau + D \cdot \cos k\tau. \quad (5.173)$$

Невідомі постійні інтегрування A, B, C, D , що входять у залежності (5.172) і (5.173), визначаються із чотирьох початкових умов:

$$\begin{cases} y_1(0) = y_2(\tau_2); & y_1(\tau_1) = y_2(\tau_1); \\ \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(\tau_2); & \dot{y}_1(\tau_1) = \dot{y}_2(\tau_1). \end{cases} \quad (5.174)$$

Після підпорядкування рішень (5.172) і (5.173) початковим умовам (5.174) отримано систему рівнянь для визначення постійних величин A, B, C, D :

$$\begin{cases} y_{\text{CT}} + B = C \cdot \text{sink}\tau_2 + D \cdot \text{cosk}\tau_2; \\ A \cdot k = C \cdot k \cdot \text{cosk}\tau_2 - D \cdot k \cdot \text{sink}\tau_2; \\ y_{\text{CT}} + A \cdot \text{sink}\tau_1 + B \cdot \text{cosk}\tau_1 = C \cdot \text{sink}\tau_1 + D \cdot \text{cosk}\tau_1; \\ A \cdot k \cdot \text{cosk}\tau_1 - B \cdot k \cdot \text{sink}\tau_1 = C \cdot k \cdot \text{cosk}\tau_1 - D \cdot k \cdot \text{sink}\tau_1. \end{cases} \quad (5.175)$$

Після розв'язання першого і другого рівнянь системи (5.175) щодо постійних A , B , та підстановки отриманих виразів для їх визначення у третє і четверте рівняння системи (5.175), встановлено систему рівнянь для визначення постійних C і D :

$$\begin{aligned} C \cdot [\text{sink}(\tau_1 + \tau_2) - \text{sink}\tau_1] + D \cdot [\text{cosk}(\tau_1 + \tau_2) - \text{cosk}\tau_1] = \\ = y_{\text{CT}} \cdot \text{cosk}\tau_1 - y_{\text{CT}}; \end{aligned} \quad (5.176)$$

$$C \cdot [\text{cosk}(\tau_1 + \tau_2) - \text{cosk}\tau_1] - D \cdot [\text{sink}(\tau_1 + \tau_2) - \text{sink}\tau_1] = -y_{\text{CT}} \cdot \text{sink}\tau_1. \quad (5.177)$$

Після відповідних перетворень отримано:

$$C = y_{\text{CT}} \cdot \frac{\text{sink} \frac{\tau_1}{2} \cdot \text{sink} \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2}}{\text{sink} \frac{\tau_2}{2}}; \quad (5.178)$$

$$\begin{aligned} D = y_{\text{CT}} \cdot \frac{\text{sink} \frac{\tau_1}{2}}{\text{cosk} \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot \text{sink} \frac{\tau_2}{2}} \times \\ \times \left[\text{cosk} \frac{\tau_1}{2} - \text{sink} \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot \text{sink} \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \right]. \end{aligned} \quad (5.179)$$

Постійні інтегрування A і B визначаються із рівнянь:

$$A = C \cdot \text{cosk}\tau_2 + D \cdot \text{sink}\tau_2; \quad (5.180)$$

$$B = C \cdot \text{sink}\tau_2 + D \cdot \text{cosk}\tau_2 - y_{\text{CT}}. \quad (5.181)$$

Таким чином, отримано повне вирішення диференціальних рівнянь (5.172) і (5.171).

Із залежностей (5.178) і (5.179) витікає, що за умов

$$\text{sink} \frac{\tau_2}{2} = 0; \quad (5.182)$$

$$\text{cosk} \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0 \quad (5.183)$$

постійні C і D , а також і постійні A і B прагнуть до нескінченності, тобто за цих умов у системі настає ударний резонанс (параметри $y_1 \rightarrow \infty$, $y_2 \rightarrow \infty$).

Виходячи із отриманих залежностей (5.182) і (5.183), визначено умови ударного резонансу:

1. Умова $\sin k \frac{\tau_2}{2} = 0$ виконується, відповідно, за значень $k \frac{\tau_2}{2} = \pi \cdot n$, де $n = 1, 2, \dots, \infty$, звідки:

$$\tau_2 = \frac{2\pi \cdot n}{k}. \quad (5.184)$$

2. Умова $\cos k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0$ виконується, відповідно, за значень $k \frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = \frac{\pi}{2} + \pi \cdot n$, звідки:

$$2\tau_1 + \tau_2 = \frac{\pi \cdot (1 + 2n)}{k}. \quad (5.185)$$

Із отриманих залежностей (5.184) і (5.185) витікає, що існує безліч резонансних станів системи, які визначаються параметрами τ_1 і τ_2 , тобто залежать від тривалості контакту ріжучого виступу переривчастого круга і часу переривання процесу шліфування за період проходження западини переривчастого круга над зоною контакту.

Це указує на те, що процес переривчастого шліфування має безліч нестійких зон параметрів обробки і вимагає правильного вибору значень τ_1 і τ_2 , які визначаються за умови забезпечення оптимальної амплітуди коливань. Регулювати стійкість процесу переривчастого шліфування можна також завдяки зміні значень параметра $k = \sqrt{c/m}$ шляхом зміни конструкції шпиндельного вузла [83].

Слід зазначити, що наведене рішення отримано без урахування дисипативних сил, які виникають в технологічній системі під час шліфування. Тому значення параметрів A , B , C , D , а також параметрів u_1 і u_2 однакові для всіх значень $n = 0, 1, 2, \dots, \infty$. Насправді, завдяки виникненню дисипативних сил значення зазначених параметрів зі збільшенням значення n будуть зменшуватися. Отже, зі збільшенням значення n амплітуда коливань у резонансному режимі буде незначною і процес шліфування протікатиме в достатньо стійкому режимі. Небезпечними із погляду інтенсивних коливань будуть режими, які характеризуються невеликими значеннями n . Виходячи із цього, найбільш ефективним засобом зменшення коливань у нестійких зонах під

час переривчастого шліфування слід розглядати збільшення дисипативних сил за допомогою різних гасників коливань, наприклад, запропонованих у роботах професора Якимова О. В. [105 – 107].

Висновки до розділу 5

1. У роботі обґрунтовано основні шляхи підвищення точності фінішної механічної обробки на основі управління пружними переміщеннями, які виникають у технологічній системі. Для цього запропоновано теоретичний підхід до визначення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, під час круглого зовнішнього урізного і поздовжнього шліфування. Показано, що із часом обробки в умовах урізного шліфування або зі збільшенням кількості проходів в умовах поздовжнього шліфування величина пружного переміщення безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення, що визначається заданими умовами обробки. Тому, створюючи в технологічній системі початковий натяг, рівний сталому значенню пружного переміщення, можна виключити перехідний процес під час шліфування за жорсткою схемою і підвищити продуктивність обробки. На практиці дану умову реалізовано, наприклад, в круглошліфувальних верстатах, завдяки створенню прискореного урізання шліфувального круга в оброблювану деталь із метою створення початкового натягу в технологічній системі.

2. Запропоновано спрощений та уточнений підходи до визначення оптимальних умов обробки, що забезпечують максимально можливу продуктивність із урахуванням обмежень щодо точності оброблюваних поверхонь. Для цього отримано аналітичні залежності для визначення пружних переміщень на технологічних переходах шліфування і виходжування. Це дозволило визначити основний час обробки, необхідний для досягнення заданого значення точності обробки. Встановлено, що найменший основний час обробки за заданою точністю обробки досягається за умови знімання всього припуску лише за схемою виходжування, виключаючи перехід чистового шліфування. Для цього в технологічній системі необхідно створити початковий натяг, рівний або кратний величині припуску, що знімається. Ефект даної схеми обробки полягає в забезпеченні максимально можливої продуктивності для заданої точності обробки. Основними обмеженнями застосування даної схеми є забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга і

створення збільшеного початкового натягу в технологічній системі. Встановлено, що під час обробки за даною схемою найбільше впливає на основний час обробки ступінь затуплення ріжучих зерен круга. Зі збільшенням гостроти ріжучих зерен круга основний час обробки зменшується, що забезпечує задану точність обробки із більшою продуктивністю. Отже, за умови забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга можна видаляти значні припуски, виключити перехід шліфування, збільшуючи, тим самим, продуктивність із одночасним забезпеченням заданої точності обробки. Встановлено, що найбільш ефективним напрямом застосування запропонованого технічного рішення є технологічні операції круглого зовнішнього поздовжнього алмазного шліфування із недостатньо жорстким кріпленням оброблюваної деталі на верстаті.

3. Показано, що характер зміни величини пружного переміщення, продуктивності обробки і радіальної складової сили різання із часом обробки може бути найрізноманітнішим в залежності від відношення величини сталого в часі пружного переміщення, що визначається умовами обробки, і початкового натягу в технологічній системі. Так, за умови рівності величини сталого пружного переміщення і початкового натягу в технологічній системі фактична продуктивність обробки дорівнює номінальній продуктивності. За умови перевищення початкового натягу в технологічній системі над величиною сталого пружного переміщення фактична продуктивність обробки більше номінальної продуктивності.

4. Наведено класифікацію всіх застосовуваних на практиці схем механічної обробки за ознакою зміни радіальної складової сили різання в часі:

– схеми, що характеризуються збільшенням радіальної складової сили різання із часом обробки, які засновано на застосуванні жорсткої схеми обробки;

– схеми, що характеризуються сталістю в часі радіальної складової сили різання, які засновано на застосуванні пружної схеми обробки із фіксованим радіальним зусиллям;

– схеми, що характеризуються зменшенням радіальної складової сили різання із часом обробки, які засновано на застосуванні пружної схеми обробки із початковим натягом у технологічній системі.

Перший випадок реалізується на практиці під час механічної

обробки лезовими та абразивними інструментами, а другий і третій випадки – під час механічної обробки абразивними інструментами (так звані пружні схеми шліфування та доведення, а також схема виходжування – обробка із відключеною радіальною подачею верстата).

5. Теоретично доведено, що в умовах обробки із радіальною складовою сили різання, яка збільшується із часом обробки, величина пружного переміщення, що визначає точність розміру оброблюваної деталі, тим менше, чим менше величина сталого в часі пружного переміщення і менше максимальне значення знімаемого припуску. Також встановлено, що в умовах обробки із радіальною складовою сили різання, яка зменшується із часом обробки, тобто в умовах виходжування, величина пружного переміщення зменшується тим інтенсивніше, чим менше відношення похибок форми оброблюваної заготовки та деталі.

6. У роботі визначено умови обробки, за яких можливе виправлення похибки форми заготовки. Обґрунтовано визначальну роль зменшення енергоємності обробки у виправленні похибки форми заготовки, яка обумовлена геометрією ріжучої частини абразивного зерна (або лезового інструменту) та інтенсивністю тертя в зоні різання.

7. Проведено аналіз впливу динаміки процесу різання на точність обробки. Для цього розроблено математичну модель визначення амплітуди коливань у технологічній системі від дії переодично змінюваної в часі сили різання. Показано, що за умови рівності частот вимушених і вільних коливань у технологічній системі виникає резонанс, у результаті чого амплітуда коливань необмежено збільшується, однак не відразу, а із часом. Тому, чим менше час обробки у даному режимі, тим вище точність обробки. Розрахунками встановлено, що під час переривчастого шліфування у технологічній системі виникає безліч ударних резонансів, які залежать від тривалості контакту ріжучого виступу переривчастого круга і часу переривання процесу шліфування за період проходження западини переривчастого круга над зоною контакту. Показано, що найбільш ефективним засобом зменшення коливань у нестійких зонах під час переривчастого шліфування слід розглядати збільшення дисипативних сил за допомогою різних гасників коливань, наприклад, запропонованих у роботах професора Якімова О. В.

Розділ 6

Умови підвищення продуктивності механічної обробки

6.1. Теоретичний аналіз умов підвищення продуктивності механічної обробки

Під час створення сучасних машин і систем постійно виникають питання, пов'язані із технологічним забезпеченням показників якості, точності і продуктивності механічної обробки та виготовленням високо-точних деталей машин, що забезпечують конкурентоспроможність машинобудівної продукції на світових ринках. Тому в даний час підприємства України все ширше здійснюють технологічне переозброєння виробництва новим обладнанням закордонного виробництва, яке дозволяє підвищити ефективність виготовлення деталей машин. Особливого значення набувають питання застосування нових високо-ефективних технологій механічної обробки деталей машин [41].

Для цього використовують сучасні високообертові металорі-зальні верстати із числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "обробний центр", ріжучі лезові збірні твердосплавні і керамічні інстру-менти зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва, які дозволяють до 10 разів підвищити продуктивність обробки із одночас-ним забезпеченням високих показників якості і точності обробки. Отже, створення наукоємної конкурентоспроможної машинобудівної продукції є важливою умовою підвищення ефективності виробництва і виходу на світові економічні ринки. Однак при цьому постійно виникають пробле-ми створення високопродуктивних технологічних процесів обробки кон-кретних деталей машин із застосуванням нового обладнання. Тому важливо розробити практичні рекомендації щодо їх створення та під-вищення ефективності обробки деталей машин.

В попередніх розділах роботи розглянуто питання забезпечення високоякісної і високоточної механічної обробки. Не менш важливими є питання забезпечення високопродуктивної обробки. Для цього слід звернутися до розділу 1, у якому показано, що найважливішою умовою підвищення продуктивності механічної обробки є зниження силової і теплової напруженостей процесу різання шляхом зменшення енерго-

ємності обробки (умовного напруження різання). Це досягається зменшенням інтенсивності тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом і підвищенням енергії "чистого" різання в загальній енергоємності процесу механічної обробки шляхом застосування ріжучих інструментів, виготовлених, наприклад, із синтетичних надтвердих матеріалів, замість традиційно застосовуваних твердосплавних лезових інструментів.

Як відомо, синтетичні надтверді матеріали характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя і тому забезпечують значне зменшення сили і температури різання і, відповідно, підвищення продуктивності обробки. Крім того, синтетичні надтверді матеріали характеризуються найбільшим коефіцієнтом теплопровідності і теж забезпечують значне зменшення температури різання і підвищення продуктивності обробки. Таким чином, пошук шляхів підвищення продуктивності обробки необхідно здійснювати, в першу чергу, за умови зменшення інтенсивності тертя ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом. Це однаковою мірою відноситься як до процесів лезової, так і абразивної обробки.

Слід зазначити, що під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках для підвищення їх ріжучої здатності застосовують методи електроерозійного і електрохімічного правлення, в тому числі застосовують ефективний метод алмазно-іскрового шліфування (АІШ) [2; 7; 34]. Цей метод є вдалим поєднанням процесу різання із процесом електроерозійної дії на оброблюваний матеріал і алмазний круг на металевій зв'язці. Це забезпечує, по-перше, передруйнування поверхневих шарів оброблюваного матеріалу, що полегшує процес різання і підвищує якість оброблюваних поверхонь. По-друге, – забезпечує високоефективне електроерозійне правлення алмазного круга на металевій зв'язці і підтримання його високої ріжучої здатності в процесі шліфування, що також сприяє підвищенню якості і продуктивності обробки. Таким чином, наведені методи правлення алмазного круга дозволяють зменшити інтенсивність тертя металевої зв'язки із оброблюваним матеріалом, що приводить до зменшення енергоємності обробки, сили і температури різання та, відповідно, підвищення продуктивності обробки. Отже, для більш глибокого аналізу умов підвищення ефективності механічної обробки слід встановити аналітичні залежності для визначення продуктивності обробки та обґрунтувати шляхи її суттєвого збільшення.

Продуктивність обробки Q збільшується пропорційно збільшенню швидкості різання V та площі поперечного перерізу зрізу S [5]:

$$Q = V \cdot S. \quad (6.1)$$

Параметр S обмежений міцністю ріжучого інструменту, а швидкість різання V – теплонавантаженістю процесу.

Для знаходження можливих варіантів збільшення продуктивності обробки Q залежність (6.1) подамо у безрозмірних величинах:

$$\alpha_1 = \alpha_2 \cdot \alpha_3, \quad (6.2)$$

$$\text{де } \alpha_1 = \frac{Q}{Q_0}; \alpha_2 = \frac{S}{S_0}; \alpha_3 = \frac{V}{V_0};$$

Q_0, S_0, V_0 – базові значення параметрів, відповідно, Q, S, V .

Із аналізу залежності (6.2) витікає, що всі можливі способи обробки поділяються на 3 принципово різні варіанти:

$$\frac{\alpha_3}{\alpha_2} < 1; \quad \frac{\alpha_3}{\alpha_2} > 1; \quad \frac{\alpha_3}{\alpha_2} = 1.$$

Перший варіант обробки відбувається за великих площ перерізу зрізів та малій швидкості різання. Тут головним обмежувачим чинником режимів різання є міцність інструменту. Ця схема охоплює область обробки матеріалів лезовими ріжучими інструментами.

За умови обробки $\alpha_3/\alpha_2 > 1$ процес різання відбувається із великими швидкостями та малими товщинами зрізів. Процес обробки супроводжується високою теплонапруженістю та відносно малими навантаженнями. При цьому необхідно використовувати матеріали із високими теплофізичними властивостями, які дозволяють витримувати високі температури різання або забезпечують швидке відведення теплоти із зони різання. До таких матеріалів належать синтетичні алмази, кубічний нітрид бору. Варіант $\alpha_3/\alpha_2 = 1$ займає проміжне положення.

Слід зазначити, що надмірне збільшення швидкості різання за умови $Q = \text{const}$ зменшує площу поперечного зрізу i , як наслідок, його товщину. Зі зменшенням товщини зрізу a_z під час шліфування та сталому радіусі ρ округлення ріжучих зерен погіршується їх ріжуча здатність, тому відношення a_z/ρ обмежує збільшення продуктивності обробки.

Аналіз залежності (6.1) показує, що продуктивність процесу шліфування залежить від гранично припустимих значень силового і температурного чинників. Тому для вивчення фізичної сутності процесу

шліфування та взагалі процесу різання необхідно розглянути вплив кожного із зазначених чинників на основні параметри обробки.

Аналітично продуктивність обробки Q можна визначити, виходячи із залежностей $P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V}$ і (1.15):

$$Q = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \frac{K_{різ}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2}\right)}. \quad (6.3)$$

Як витікає із залежності (6.3), для збільшення продуктивності обробки Q необхідно збільшувати параметри P_z , V і $K_{різ}$. Однак збільшення тангенціальної складової сили різання P_z обмежено міцністю ріжучого інструменту, а збільшення швидкості різання V – його стійкістю у зв'язку зі збільшенням температури різання.

Коефіцієнт різання $K_{різ}$ практично необмежений і може змінюватися в широких межах $0 < K_{різ} < \infty$. При цьому продуктивність обробки Q зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ} \rightarrow \infty$ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення:

$$Q_{\max} = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{зсув}} = \frac{N}{2 \cdot \tau_{зсув}} = \frac{N}{\sigma_{ст}}, \quad (6.4)$$

де $N = P_z \cdot V$ – потужність різання, Вт.

Отже, чим більше коефіцієнт різання $K_{різ}$, тим більше продуктивність обробки Q . При цьому відношення $\sigma/\sigma_{ст}$ зі збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ} \rightarrow \infty$ безперервно зменшується, асимптотично наближаючись до значення 1 (рис. 1.2), тобто $\sigma \rightarrow \sigma_{ст}$. Тоді, згідно залежності (1.17), умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу $\beta \rightarrow 45^\circ$. У табл. 6.1 і на рис. 6.1 наведено розрахункові значення

$$\frac{Q}{Q_{\max}} = \frac{K_{різ}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2}\right)}, \quad (6.5)$$

які цілком однозначно визначаються коефіцієнтом різання $K_{різ}$.

Як витікає із залежності (6.4), максимальна продуктивність обробки Q_{\max} визначається потужністю різання N : чим більше N , тим більше Q_{\max} (рис. 6.2).

Таблиця 6.1 – Розрахункові значення відношення Q/Q_{\max}

$K_{\text{різ}}$	0	0,5	1	2	3	4	5	6	8	10
Q/Q_{\max}	0	0,236	0,414	0,618	0,721	0,781	0,82	0,847	0,88	0,91

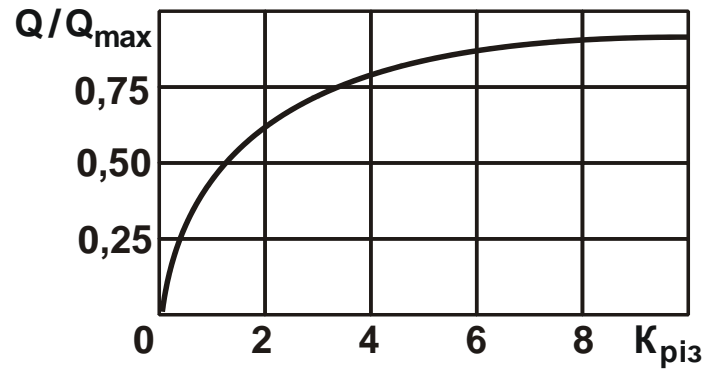


Рисунок 6.1 – Залежність відношення Q/Q_{\max} від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$

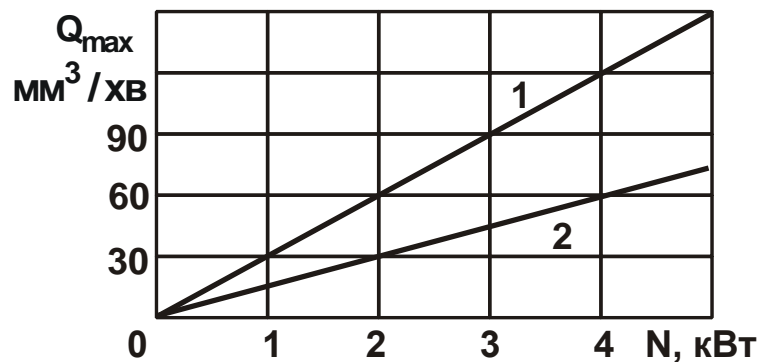


Рисунок 6.2 – Залежність максимальної продуктивності обробки Q_{\max} від потужності різання N : 1 – $\sigma_{\text{СТ}} = 2000 \text{ Н/мм}^2$; 2 – $\sigma_{\text{СТ}} = 4000 \text{ Н/мм}^2$.

Домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки Q можна в умовах різання лезовими інструментами ($K_{\text{різ}} > 1$), керуючи контактними процесами на робочих поверхнях інструменту. Під час різання абразивними інструментами (в умовах шліфування) справедлива умова $K_{\text{різ}} < 1$, що обмежує збільшення продуктивності обробки Q , яка в даному випадку дорівнює:

$$Q = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{4 \cdot \tau_{\text{зсув}}} \cdot K_{\text{різ}} \quad (6.6)$$

Таким чином, збільшити продуктивність обробки Q в умовах шліфування можна збільшенням параметрів P_z , $V_{кр}$ і $K_{різ}$. Залежність (6.6) справедлива в умовах шліфування за жорсткою схемою.

Під час шліфування за пружною схемою із урахуванням $P_z = P_y \cdot K_{різ}$, маємо:

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{зсув}} \cdot K_{різ}^2. \quad (6.7)$$

У даному випадку значення коефіцієнта різання $K_{різ}$ посилюється, і продуктивність обробки Q залежить, головним чином, від коефіцієнта різання $K_{різ}$.

Питомі складові сили різання описуються залежностями:

$$P_{z_{пит}} = \frac{P_z}{a \cdot v \cdot \sigma_{ст}} = \frac{1}{K_{різ}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right); \quad (6.8)$$

$$P_{y_{пит}} = \frac{P_y}{a \cdot v \cdot \sigma_{ст}} = \frac{1}{K_{різ}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{різ}^2} \right). \quad (6.9)$$

Із залежностей (6.8) і (6.9) витікає, що параметри $P_{z_{пит}}$ і σ ідентичні, оскільки описуються однією залежністю. Аналіз розрахованих на основі залежностей (6.8) і (6.9) значень $P_{z_{пит}}$ і $P_{y_{пит}}$, які наведено на рис. 6.3, а, показує, що за умови $K_{різ} = 1$ параметри $P_{z_{пит}}$ і $P_{y_{пит}}$ рівні один з одним, а за умов $K_{різ} < 1$ і $K_{різ} > 1$ справедливі, відповідно, умови $P_{z_{пит}} < P_{y_{пит}}$ і $P_{z_{пит}} > P_{y_{пит}}$.

Як відомо, умова $K_{різ} < 1$ реалізується під час абразивної обробки, а умова $K_{різ} > 1$ – під час лезової обробки [20]. Отже, під час абразивної обробки найбільше впливає на технологічні параметри процесу радіальна P_y складова сили різання, а під час лезової обробки – тангенціальна P_z складова сили різання. При цьому складові сили різання під час лезової обробки ($K_{різ} > 1$) менше, ніж під час абразивної обробки ($K_{різ} < 1$), що указує на можливість підвищення точності і якості обробки в умовах різання лезовими інструментами. Ця закономірність обумовлена меншими значеннями умовного напруження різання $\sigma = P_{z_{пит}}$, яке за умови $K_{різ} \rightarrow \infty$ прагне прийняти значення $\sigma_{ст}$. У цьому випадку

умови стружкоутворення відповідають умовам руйнування прямолінійного зразка під час його стискування.

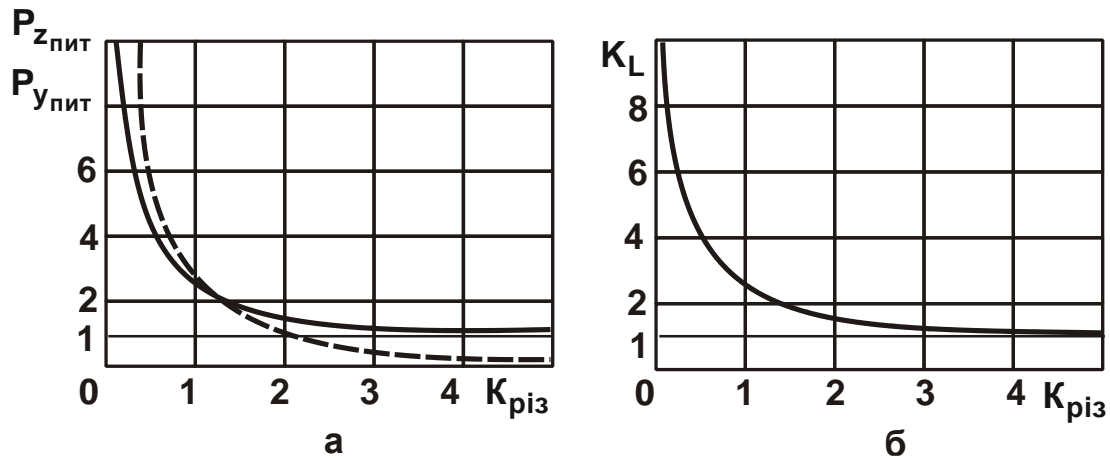


Рисунок 6.3 – Залежності $P_{z_{\text{пит}}}$ (суцільна лінія) і $P_{y_{\text{пит}}}$ (пунктирна лінія) від $K_{\text{різ}}$ (а) і K_L від $K_{\text{різ}}$ (б)

Із урахуванням відомої формули, запропонованої професором Тиме А. М.: $\text{tg}\beta = \frac{\cos\gamma}{K_L - \sin\gamma}$, залежність (6.7) виразиться:

$$\sigma = \sigma_{\text{ст}} \cdot \frac{(K_L - \sin\gamma)}{\cos\gamma}, \quad (6.10)$$

де K_L – коефіцієнт усадки стружки.

Оскільки $K_L \gg \sin\gamma$, а $\cos\gamma \approx 1$, то залежність (6.10) у першому наближенні може бути спрощена і представлена у вигляді:

$$\frac{\sigma}{\sigma_{\text{ст}}} = K_L. \quad (6.11)$$

Таким чином показано, що умовне напруження різання (енергоємність обробки) σ визначає коефіцієнт усадки стружки K_L : чим більше σ , тим більше K_L .

Після підстановки залежності (6.7) у залежність (6.11), маємо:

$$K_L = \frac{1}{K_{\text{різ}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right). \quad (6.12)$$

Залежність (6.12) можна виразити відносно від коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$:

$$K_{\text{різ}} = \frac{2 \cdot K_L}{(K_L^2 - 1)}. \quad (6.13)$$

У табл. 6.2 і на рис. 6.3,б наведено розраховані за залежністю (6.12) значення K_L . Як видно, коефіцієнт усадки стружки K_L різко зменшується в діапазоні $K_{\text{різ}} < 1$ і незначно змінюється в діапазоні $K_{\text{різ}} > 1$, необмежено наближаючись до значення $K_L \rightarrow 1$. Отже, основні зміни K_L відбуваються в діапазоні $K_{\text{різ}} < 1$.

Таблиця 6.2 – Розрахункові значення коефіцієнта усадки стружки K_L

$K_{\text{різ}}$	0	1	2	3	4	5	10
K_L	∞	2,41	1,62	1,38	1,28	1,22	1,1

Виходячи із наведеної залежності $K_{\text{різ}} = P_z / P_y = \text{tg}2\beta = \text{ctg}(\psi - \gamma)$, зменшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ пов'язано зі зменшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β завдяки збільшенню різниці кутів $(\psi - \gamma)$, тобто збільшенню умовного кута тертя на передній поверхні інструменту ψ і зменшенню переднього кута інструмента γ . Особливо це проявляється під час шліфування, коли кут γ стає негативним і залежність для визначення коефіцієнта різання набуває вигляду $K_{\text{різ}} = P_z / P_y = \text{tg}2\beta = \text{ctg}(\psi + \gamma)$. У цьому випадку зі збільшенням кута $(\psi + \gamma)$ коефіцієнт різання $K_{\text{різ}} \rightarrow 0$. Цим пояснюються більш високі значення складових сили різання P_z і P_y , умовного напруження різання (енергоємність обробки) σ і, відповідно, коефіцієнта усадки стружки K_L , які мають місце на практиці під час шліфування. Виходячи зі сказаного, основними шляхами збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ і, відповідно, зменшення параметрів силової напруженості процесу різання P_z , P_y , σ і K_L є зменшення кута ψ і збільшення позитивного кута γ (під час лезової обробки) і зменшення негативного кута (під час абразивної обробки).

Під час різання алмазним лезовий інструментом, що характеризується найменшим коефіцієнтом тертя на передній поверхні інстру-

менту, різниця кутів $(\psi - \gamma)$ може бути суттєво зменшена, що призводить до збільшення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}}$ і зменшення параметрів силової напруженості процесу різання P_z , P_y , σ і K_L .

Заслугує на увагу той факт, що значенням $K_L > 2$ відповідають значення $K_{\text{різ}} < 1$. У цьому випадку $P_z < P_y$, що узгоджується із результатами експериментальних досліджень під час шліфування. Однак в умовах точіння спостерігається протилежна закономірність: $P_z > P_y$ за умови $K_L > 2$ [6]. Дана невідповідність теоретичних і експериментальних результатів пов'язана із тим, що тангенціальна складова сили різання P_z , що описується залежністю (6.1), визначає лише умову зсуву оброблюваного матеріалу в умовній площині зсуву і не враховує тертя стружки, що сходить, із передньою поверхнею інструменту. Експериментально встановлена результуюча тангенціальна складова сили різання P_z , навпаки, враховує як умови зсуву оброблюваного матеріалу в умовній площині зсуву, так і процес тертя на передній поверхні інструменту.

На відміну від тангенціальної складової сили різання P_z , радіальна складова сили різання P_y , що описується залежністю (6.6), приблизно дорівнює її експериментальному значенню. Тому між складовими сили різання P_z і P_y , описаними залежностями (6.3) і (6.6), існує складний зв'язок $P_z / P_y = K_{\text{різ}}$, де коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$ може приймати значення $K_{\text{різ}} < 1$ і $K_{\text{різ}} > 1$.

Експериментально встановлено, що під час точіння $P_z / P_y = 1/f$, де f – коефіцієнт тертя стружки, що сходить, із передньою поверхнею різця ($f < 1$). Отже, під час точіння виконується умова $P_z > P_y$, що відповідає умові $K_{\text{різ}} > 1$. Цим показано, що процес різання підпорядковується більш складним закономірностям і не може бути однозначно представлений експериментально встановленими складовими сили різання, які враховують процеси різання і тертя під час стружкоутворення.

На основі проведеного аналізу можна зробити висновок, що основною умовою підвищення коефіцієнта різання $K_{\text{різ}} > 1$ і в цілому ефективності обробки є зменшення радіальної складової сили різання P_y ,

яка обумовлена інтенсивним тертям стружки, що сходиться, із передньою поверхнею різця. Цього можна досягти різними способами: дробленням стружки в зоні різання, зменшенням коефіцієнта тертя оброблюваного та інструментального матеріалів, застосуванням так званого косокутного різання, що забезпечує зміну кута сходження стружки тощо.

Необхідно зазначити, що в даний час на практиці є великий арсенал технічних рішень щодо зменшення радіальної складової сили різання P_y . Однак, всі вони засновані на емпіричному поданні процесу різання, а це не дозволяє в повній мірі розкрити фізичні закономірності і технологічні можливості процесу різання. Тому запропонована в роботі математична модель механіки процесу різання дозволить певною мірою ліквідувати існуючий дисбаланс між теорією і практикою процесу різання і виявити нові технологічні можливості підвищення його ефективності.

Отже, в роботі отримано аналітичні залежності для визначення основних параметрів силової напруженості процесу різання: складових сили різання, енергоємності обробки, умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу, що дозволило визначити умови підвищення продуктивності лезової та абразивної обробок. Показано, що чим більше умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, тим менше складові сили різання, енергоємність обробки та більше продуктивність обробки. Тому під час лезової обробки можна досягти значно більшої продуктивності, ніж під час абразивної обробки у зв'язку із меншими значеннями інтенсивності тертя в зоні різання, енергоємності обробки і радіальної складової сили різання.

У роботі також встановлено, що збільшити продуктивність обробки, можна, головним чином, збільшенням коефіцієнта різання $K_{різ}$, тобто відношення тангенціальної і радіальної складових сили різання. Із фізичної точки зору дане відношення визначає напрям дії сумарної сили різання. Чим більше це відношення, тим більше узгоджуються напрями дії сумарної сили різання і руху ріжучого інструменту і тим менше енергоємність обробки та, відповідно, більше продуктивність обробки. Це відбувається завдяки зменшенню сили тертя в зоні різання, що є визначальним чинником досягнення максимально можливої продуктивності обробки, оскільки за даною умовою енергоємність обробки, сила і температура різання приймають найменші значення.

6.2. Визначення механічних напружень у ріжучому клині інструменту та умов їх зменшення

Забезпечення високої міцності та стійкості ріжучих інструментів є найважливішою умовою здійснення ефективного процесу різання та підвищення продуктивності обробки. Тому вирішенню цих питань у науково-технічній літературі приділяють значну увагу [1, 20]. Разом із тим, теоретично ці питання вивчено недостатньо, що не дозволяє виявити дійсні технологічні можливості процесів різання та ріжучих інструментів. Тому важливо провести теоретичний аналіз та зійснити оцінювання міцності ріжучих інструментів під час процесу різання.

В основу роботи покладено фундаментальне рішення плоского напруженого стану тіла, що виникає від дії на межі напівплощини зосередженої сили P [20]:

$$\sigma_r = -\frac{2P \cdot \cos\theta}{\pi \cdot r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (6.14)$$

де σ_r , σ_θ – нормальні компоненти напружень у радіальному і окружному напрямках;

$\tau_{r\theta}$ – дотична компонента напружень;

r – радіус;

θ – кут.

Приймаючи $r = d \cdot \cos\theta$ (де d – діаметр окружності), напруження σ_r описується:

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot d}. \quad (6.15)$$

Як видно, напруження σ_r у всіх точках окружності діаметром d однаково. Чим менше діаметр d окружності однакових напружень, тим більше напруження σ_r . Отримане рішення можна поширити для форми ріжучого клина інструменту (рис. 6.4,а), представляючи компоненти напружень у вигляді [20]:

$$\sigma_r = -\frac{k \cdot P \cdot \cos\theta}{r}; \quad \sigma_\theta = 0; \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (6.16)$$

де постійну k вибирають із умови рівноваги у точці O , тобто

$$-2 \cdot \int_0^\alpha \sigma_r \cdot r \cdot \cos\theta \cdot d\theta = -P, \quad (6.17)$$

звідки

$$k = \frac{1}{(\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}; \quad (6.18)$$

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot (\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}, \quad (6.19)$$

де 2α – кут у вершини клина.

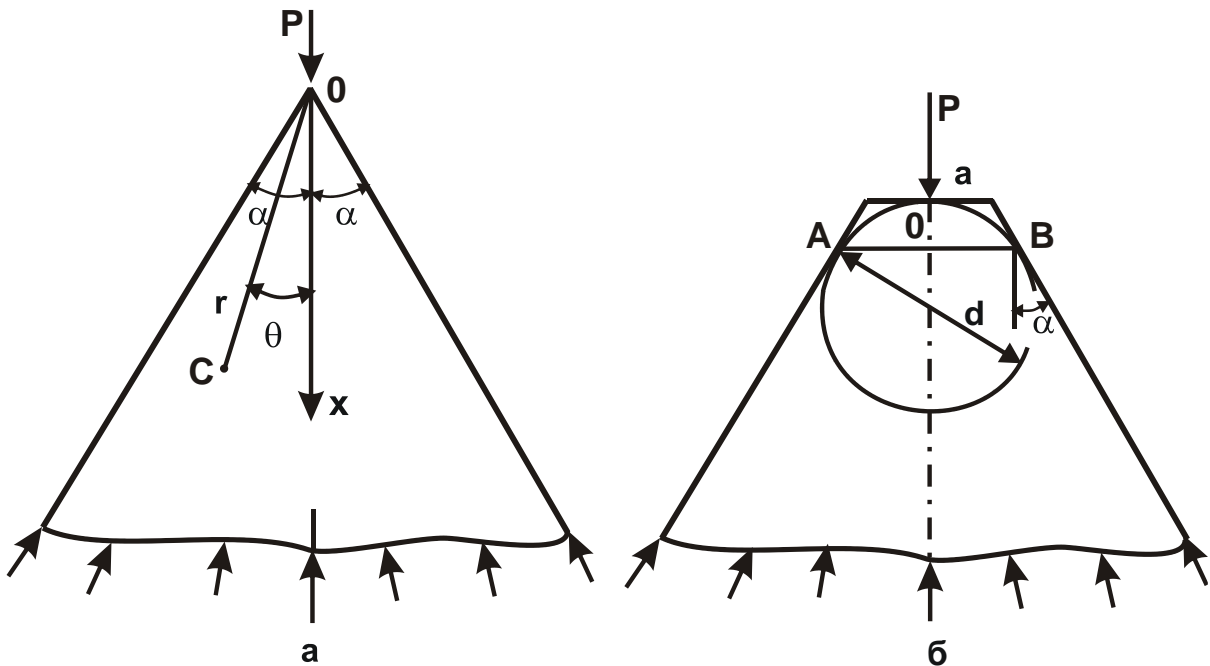


Рисунок 6.4 – Розрахункові схеми напружень у клині від дії радіальної сили

Зі зменшенням кута α напруження σ_r збільшується. Найбільше значення напруження σ_r досягається за умови $\theta = 0$.

За умови дії зосередженої сили P перпендикулярно до осі клина аналогічним чином визначається напруження σ_r :

$$\sigma_r = -\frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot (\alpha - 0,5 \cdot \sin 2\alpha)}. \quad (6.20)$$

Найбільше значення напруження σ_r досягає за умови $\theta = \pi/2$, тобто у напрямі осі симетрії клину. За умови $\theta < \pi/2$ у клині виникають стискаючі напруження, а за умови $\theta > \pi/2$ – розтягуючі напруження.

Відповідно до залежностей (6.19) і (6.20), за умови $r \rightarrow 0$ напруження $\sigma_r \rightarrow \infty$. Отже, руйнуванню або пластичному деформуванню, в

першу чергу, піддаватиметься матеріал у вершині клину, приймаючи форму, показану на рис. 6.4,б [20].

Через точку O проведемо окружність однакових (граничних) напружень σ_r , що торкається граней клину. Найбільш імовірними напрямками руйнування клина слід розглядати лінії AO і OB , а також лінію AB . Діаметр окружності d визначимо за умови:

$$\frac{d/2}{\left(\frac{d}{2} + \frac{a}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha}\right)} = \sin \alpha, \quad (6.21)$$

звідки

$$d = \frac{a \cdot \cos \alpha}{(1 - \sin \alpha)}, \quad (6.22)$$

де a – довжина верхньої основи клина.

Положення ліній AO і OB визначаються кутом β :

$$\beta = 45^\circ - \frac{\alpha}{2}. \quad (6.23)$$

Кут β залежить лише від кута α . Більшому значенню кута α відповідає менше значення кута β . За умови $\alpha \rightarrow \pi/2$ кут $\beta \rightarrow 0$, тобто максимальне напруження σ_r досягається у напрямі дії сили P .

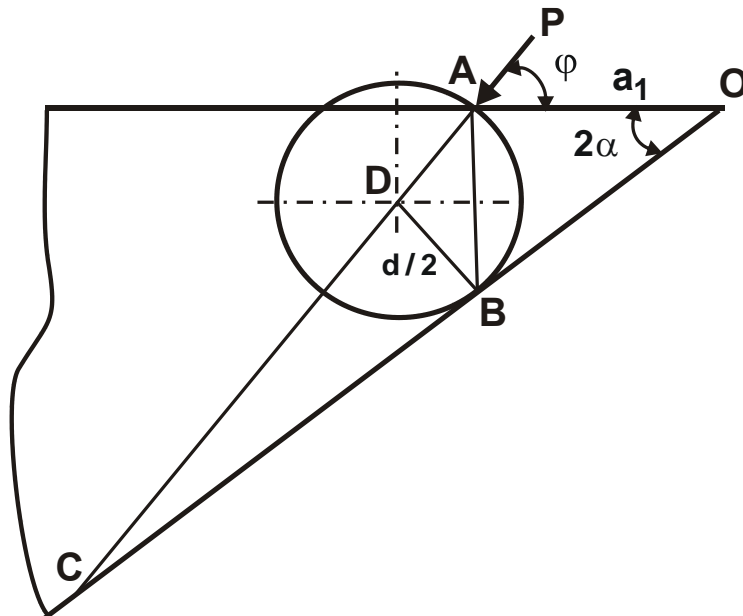


Рисунок 6.5 – Розрахункова схема напруження у ріжучому клині інструмента від дії сили P

Відносно процесу різання розглянемо випадок, коли сила P прикладена на деякому віддаленні a_1 від вершини клину під кутом φ (рис. 6.5). Проведемо окружність однакових напружень через точку A , яка торкається до нижньої грані клину. Руйнування клину відбудеться вздовж лінії AB . Із косокутного трикутника AOC визначимо діаметр окружності d , користуючись теоремою синусів:

$$\frac{AO}{\sin \angle C} = \frac{AC}{\sin \angle O}, \quad (6.24)$$

звідки

$$AC = AO \cdot \frac{\sin \angle O}{\sin \angle C} = a_1 \cdot \frac{\sin 2\alpha}{\sin(\varphi - 2\alpha)}. \quad (6.25)$$

Із прямокутного трикутника BOD отримаємо відношення:

$$\sin \angle C = \frac{BD}{CD} = \frac{BD}{AC - AD}. \quad (6.26)$$

Із урахуванням залежності (6.26) та умови $AD=BD=d/2$, маємо:

$$d = \frac{2 \cdot a_1 \cdot \sin 2\alpha}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]}. \quad (6.27)$$

Кут φ може змінюватись у межах $0 \dots 90^\circ$. Зі зменшенням кута φ від 90° до 0 діаметр окружності d збільшується. Найменше значення діаметр окружності d досягає за умови $\varphi = 90^\circ$, тобто

$$d = 2 \cdot a_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (6.28)$$

Найбільше значення діаметр окружності d досягає за умови $\varphi = 0$, тобто

$$d = \frac{2 \cdot a_1}{\left(\frac{1}{\sin 2\alpha} - 1\right)}. \quad (6.29)$$

За умови $2\alpha \rightarrow 90^\circ$ діаметр окружності $d \rightarrow \infty$, тобто окружність не сполучається із нижньою гранню клину. У разі $\varphi = 2\alpha$, виходячи із залежності (6.28), діаметр окружності $d = a_1 \cdot \sin 2\alpha$ (за умови $2\alpha = 90^\circ$ справедливо $d = a_1$). Гранична сила P , відповідно до залежності (6.15), визначається діаметром окружності d . Тому зі зменшенням кута φ від 90° до 0 вона буде збільшуватися, тобто чим менше кут φ , тим більшу силу P необхідно докласти для руйнування клина. Тому під час різання необхідно зменшувати кут φ , зменшуючи тангенціальну складову сили

різання P_z та збільшуючи радіальну складову сили різання P_y . Залежність (6.15), із урахуванням залежності (6.29), виразиться:

$$P = \frac{\pi \cdot a_1 \cdot \sin 2\alpha \cdot \sigma_r}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]} \quad (6.30)$$

Зменшити силу P для заданих значень a_1 і σ_r можна також збільшенням кута 2α . Що стосується ріжучого інструменту, то ефективно використовувати кут $2\alpha > 90^\circ$ (різання інструментом із негативним переднім кутом). Це реалізується переважно під час абразивної обробки. Силу P виразимо через складові N та $F = N \cdot f$, що діють під час різання на передній поверхні інструменту із переднім кутом γ (де f – коефіцієнт тертя на передній поверхні інструменту, рис. 6.6):

$$P = \sqrt{N^2 + F^2} = N \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \varphi}}, \quad (6.31)$$

де $N = a_1 \cdot \text{HV}_{\text{обр}}$;

$\text{HV}_{\text{обр}}$ – твердість за Віккерсом оброблюваного матеріалу.

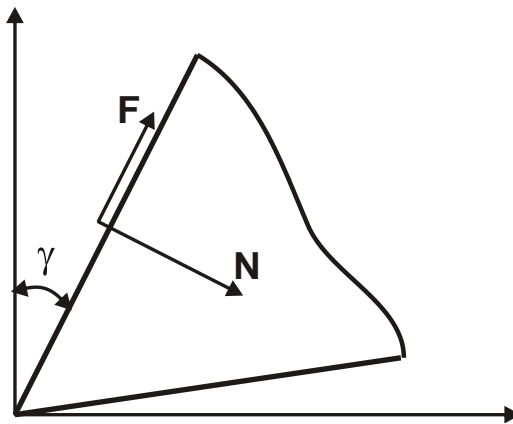


Рисунок 6.6 – Схема сил, що діють на передній поверхні інструменту

Із урахуванням відомого відношення для металевих матеріалів $\sigma_r = \tau_{\text{зсув}} \approx 1/6 \cdot \text{HV}_{\text{інстр}}$ (де $\text{HV}_{\text{інстр}}$ – твердість за Віккерсом інструментального матеріалу) та залежностей (6.30) і (6.31), отримано:

$$\frac{\text{HV}_{\text{обр}}}{\text{HV}_{\text{інстр}}} = \frac{\pi \cdot \sin 2\alpha}{6 \cdot [1 + \sin(\varphi - 2\alpha)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \alpha}}} \quad (6.32)$$

або за умови $2\alpha > \varphi$:

$$\frac{HV_{\text{інстр}}}{HV_{\text{обр}}} = \frac{6 \cdot [1 - \sin(2\alpha - \varphi)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \alpha}}}{\pi \cdot \sin 2\alpha}. \quad (6.33)$$

Для зменшення відношення $HV_{\text{інстр}}/HV_{\text{обр}}$ необхідно збільшити функцію $\sin(2\alpha - \pi)$, що досягається збільшенням кута 2α та зменшенням кута φ . Однак, зменшення кута φ приводить до збільшення підкореневого виразу. Тому, основний шлях зменшення даного відношення – це збільшення кута $2\alpha > 90^\circ$.

В умовах абразивної обробки (завдяки збільшенню кута 2α) відношення $HV_{\text{інстр}}/HV_{\text{обр}}$ може дорівнювати або бути менше одиниці. Це дозволяє, наприклад, алмазним кругом ефективно обробляти надтверді матеріали.

За умови $2\alpha = 90^\circ$ залежність (6.33) виразиться:

$$\frac{HV_{\text{інстр}}}{HV_{\text{обр}}} = \frac{6}{\pi} \cdot \text{tg} \frac{\varphi}{2}. \quad (6.34)$$

За умови $\varphi < 60^\circ$ маємо:

$$\frac{HV_{\text{інстр}}}{HV_{\text{обр}}} = \frac{3}{\pi} \cdot \varphi. \quad (6.35)$$

Кут φ пов'язаний із коефіцієнтом тертя f на передній поверхні інструменту залежністю $\varphi = 1/f$, тоді

$$\frac{HV_{\text{інстр}}}{HV_{\text{обр}}} = \frac{3}{\pi \cdot f}. \quad (6.36)$$

За умови $f < 1$ відношення $HV_{\text{інстр}}/HV_{\text{обр}}$ більше одиниці. Тому зменшити це відношення до значення, близького до одиниці, можна застосуванням інструменту із кутом $2\alpha > 90^\circ$. Традиційні лезові інструменти виготовляють із кутом $2\alpha > 90^\circ$. Тоді із урахуванням значень $f = 0,2 \dots 0,5$ відношення $HV_{\text{інстр}}/HV_{\text{обр}}$ дорівнює $2 \dots 5$. За практичними рекомендаціями це відношення дорівнює $3 \dots 4$, що фактично відповідає теоретичному рішенню.

У роботі [1] наведено аналітичну залежність для визначення кута відколювання β_1 ріжучої частини інструменту від дії складових сили різання P_z і P_y (рис. 6.7):

$$\operatorname{tg}\beta_1 = \frac{(1 + K_{\text{різ}} \cdot \operatorname{tg}\alpha_1)}{(\operatorname{tg}\alpha_1 - K_{\text{різ}})} \pm \sqrt{\frac{(1 - K_{\text{різ}} \cdot \operatorname{tg}\alpha_1)^2}{(\operatorname{tg}\alpha_1 - K_{\text{різ}})^2} + 1}, \quad (6.37)$$

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

$\alpha_1 = \alpha + \gamma$;

α і γ – задній і передній кути інструменту.

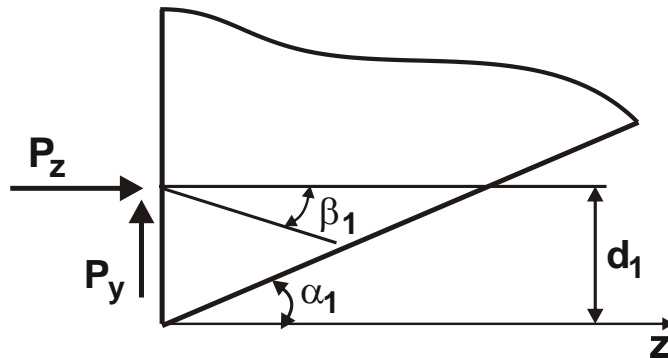


Рисунок 6.7 – Розрахункова схема положення площини відколювання інструменту

За умови $\alpha = \gamma = 0$ залежність (6.37) спрощується і після перетворень набуває вигляду:

$$\operatorname{tg}\beta_1 = \frac{K_{\text{різ}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{різ}}^2}\right)}. \quad (6.38)$$

Для умови $\operatorname{tg}\beta_1 > 0$ в залежності (6.37) слід приймати знак плюс. Зі збільшенням $K_{\text{різ}}$ кут β_1 асимптотично наближається до значення 45° (рис. 6.8).

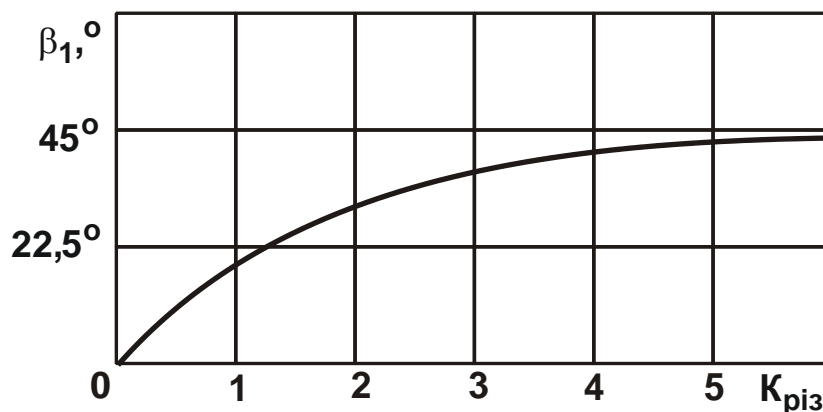


Рисунок 6.8 – Залежність кута β_1 від $K_{\text{різ}}$

За великих значень $K_{\text{різ}}$ тангенціальна складова сили різання P_z перевищує радіальну складову P_y .

У роботі [1] наведено залежність для визначення дотичних напружень τ у площині відколювання ріжучої частини інструменту:

$$\tau = \frac{P_y \cdot \sin 2\beta_1}{2 \cdot b \cdot d_1} \cdot (K_{\text{різ}} - \text{tg}\beta_1), \quad (6.39)$$

де b – ширина різання;

d_1 – відстань від вершини різця до точки докладання сили різання (рис. 6.7).

Після підстановки у залежність (6.39) функції $\sin 2\beta_1 = \frac{K_{\text{різ}}}{\sqrt{1+K_{\text{різ}}^2}}$ та

деяких тригонометричних перетворень, отримано залежність:

$$\tau = \frac{P_z}{2 \cdot b \cdot d_1} \cdot \frac{K_{\text{різ}}}{\left(1 + \sqrt{1+K_{\text{різ}}^2}\right)}. \quad (6.40)$$

Як витікає із залежності (6.40), зі збільшенням $K_{\text{різ}}$ дотичне напруження τ збільшується, а запас міцності інструменту зменшується.

Тангенціальна складова сили різання P_z визначається:

$$P_z = HV_{\text{обр}} \cdot b \cdot d_1, \quad (6.41)$$

де $b \cdot d_1$ – площа пластичного контакту передньої поверхні інструменту із оброблюваним матеріалом.

Якщо докласти зосереджені сили P_z і P_y всередині площі пластичного контакту, то дотичне напруження τ визначиться:

$$\tau = HV_{\text{обр}} \cdot \frac{K_{\text{різ}}}{\left(1 + \sqrt{1+K_{\text{різ}}^2}\right)}. \quad (6.42)$$

Чим більше твердість оброблюваного матеріалу $HV_{\text{обр}}$ і коефіцієнт різання $K_{\text{різ}}$, тим більше дотичне напруження τ , яке виникає в інструменті. Із урахуванням відомих відношень $HV_{\text{обр}} = 6 \cdot \tau_{\text{зсувобр}}$ і $\tau = \tau_{\text{зсувінстр}}$ залежність (6.42) набуде вигляду:

$$\frac{\tau_{\text{зсувінстр}}}{\tau_{\text{зсувобр}}} = \frac{HV_{\text{інстр}}}{HV_{\text{обр}}} = \frac{6 \cdot K_{\text{різ}}}{\left(1 + \sqrt{1+K_{\text{різ}}^2}\right)}, \quad (6.43)$$

де $\tau_{зсувобр}$, $\tau_{зсувінстр}$ – межі міцності на зсув оброблюваного і інструментального матеріалів, Н/м².

За можливою зміною коефіцієнта різання $K_{різ}$ під час лезової обробки від 1 до 5 відношення $\tau_{зсувінстр} / \tau_{зсувобр}$ змінюється від 3 до 6.

За можливою зміною коефіцієнта різання $K_{різ}$ під час абразивної обробки від 0,1 до 0,5 відношення $\tau_{зсувінстр} / \tau_{зсувобр}$ змінюється від 0,3 до 2. Отже, під час лезової обробки міцність і, відповідно, твердість інструментального матеріалу повинна в декілька разів перевищувати міцність (твердість) оброблюваного матеріалу. Під час абразивної обробки (за певних умов, наприклад, $K_{різ} = 0,3$) міцність (твердість) інструментального та оброблюваного матеріалів можуть бути однакові. Виникають суперечливі вимоги: для зменшення температури різання, підвищення якості обробки і стійкості інструменту рекомендується збільшувати коефіцієнт $K_{різ}$, а з позиції міцності інструменту, навпаки, необхідно зменшувати коефіцієнт $K_{різ}$. Отже, існує оптимальне значення коефіцієнта $K_{різ}$, за яким досягається необхідна якість і зберігається достатньо висока міцність інструмента.

6.3. Загальний підхід до розрахунку продуктивності обробки під час шліфування

Для обґрунтування умов підвищення продуктивності процесу алмазного шліфування розглянемо спрощену модель шліфування прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до торцевої робочої поверхні круга, що обертається (рис. 6.9).

Припустимо, що зв'язка круга зношується із лінійною швидкістю $V_{зв}$, максимальна висота виступання зерна над рівнем зв'язки круга (виходячи із умов міцності його утримання у зв'язці круга) дорівнює b . Тоді час, протягом якого зерно приймає участь у зніманні матеріалу, дорівнює:

$$\tau_0 = \frac{b}{V_{зв}}. \quad (6.44)$$

За цей час зерно проходить шлях в оброблюваному матеріалі довжиною l_0 і зрізує матеріал об'ємом ϑ :

$$l_0 = V_{кр} \cdot \tau_0 \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}} = V_{кр} \cdot \frac{b}{V_{зв}} \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}}, \quad (6.45)$$

$$\vartheta = l_0 \cdot a_z^2 = V_{кр} \cdot a_z^2 \cdot \frac{b}{V_{зв}} \cdot \frac{h}{\pi \cdot D_{кр}}, \quad (6.46)$$

де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

h – товщина оброблюваного зразка, м;

$D_{кр}$ – діаметр круга, м;

a_z – товщина зрізу одним зерном, м.

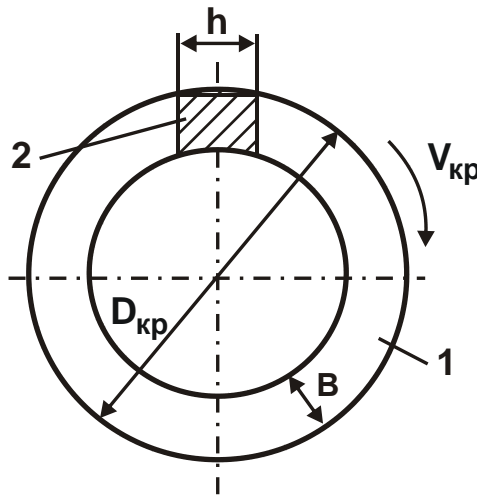


Рисунок 6.9 – Розрахункова схема шліфування:
1 – круг; 2 – оброблюваний зразок

Сумарний об'єм матеріалу $\vartheta_{сум}$, який зрізають усі n зерен, що розташовані в алмазовмісному шарі круга, визначається:

$$\vartheta_{сум} = n \cdot \vartheta. \quad (6.47)$$

Відповідно, продуктивність обробки Q виражається:

$$Q = \frac{\vartheta_{сум}}{\tau}, \quad (6.48)$$

де $\tau = \frac{S}{V_{зв}}$ – час повного зношування круга із товщиною алмазовмісного шару S .

Тоді

$$Q = \frac{n \cdot V_{кр} \cdot b \cdot a_z^2}{S}. \quad (6.49)$$

Кількість зерен n приблизно дорівнює:

$$n = \frac{\vartheta}{\vartheta_0} = \frac{\alpha \cdot \pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot S \cdot B}{\frac{1}{6} \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}, \quad (6.50)$$

де ϑ – загальний об'єм алмазовмісного шару круга, м³;

ϑ_0 – об'єм, який займає одне зерно у вигляді сфери діаметром \bar{X} в алмазовмісному шарі круга, м³;

\bar{X} – зернистість круга, м;

B – ширина круга, м;

α – коефіцієнт, що враховує частку об'єму алмазних зерен в об'ємі алмазовмісного шару круга;

$\alpha \approx m/400$;

m – об'ємна концентрація круга (наприклад, для $m = 100$ % коефіцієнт $\alpha = 0,25$, тобто об'єм алмазних зерен становить 25 % від об'єму алмазовмісного шару круга).

Після підстановки залежності (6.50) у залежність (6.49), маємо:

$$Q = \frac{6 \cdot m \cdot B \cdot D_{\text{кр}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot b \cdot a_z^2}{400 \cdot \bar{X}^3}. \quad (6.51)$$

Продуктивність обробки Q тим більше, чим більше параметри m , B , $D_{\text{кр}}$, $V_{\text{кр}}$, b , a_z і менше \bar{X} . Очевидно, між параметрами \bar{X} , b , a_z існують певні зв'язки і тому характер зміни продуктивності обробки Q від зернистості круга \bar{X} підпорядковується більш складним закономірностям. Чим більше висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, тим більше може бути досягнута товщина зрізу $a_z \rightarrow b$ і, відповідно, продуктивність обробки Q .

Збільшити параметр b можна шляхом застосування міцних металевих зв'язок, що забезпечують міцне утримання алмазних зерен на робочій поверхні круга. Тому алмазні круги на менш міцних органічних зв'язках забезпечують меншу продуктивність обробки. Однак зі збільшенням параметра b збільшується лінійне зношування зерна (ступінь його затуплення) і як наслідок – зменшується товщина зрізу a_z . Це може нівелювати переваги кругів на металевих зв'язках.

Із іншого боку, у процесі шліфування необхідно якимось чином підтримувати максимально можливу висоту b , тобто видаляти зв'язку із круга із лінійною швидкістю $V_{\text{зв}}$. Відомо, що алмазні круги на органіч-

них та керамічних зв'язках достатньо стійко працюють у режимі самозагострювання і стабілізують параметри b і V_{3B} в часі.

Алмазні круги на металевих зв'язках, як правило, не працюють у режимі самозагострювання. Тому параметри b і V_{3B} зменшуються із часом аж до нуля (процес різання припиняється). У цьому випадку для підтримання постійного значення V_{3B} і, відповідно, параметра b необхідно здійснювати додаткову дію на металеву зв'язку круга механічним або іншим способом. Як підтверджено практикою, максимальний ефект досягається від дії на робочу поверхню алмазного круга електричних розрядів, які забезпечують електроерозійне (термічне) руйнування зв'язки круга і виконання умови $a_z \rightarrow b$, тобто реалізацію максимально можливої продуктивної обробки, обумовленої властивостями міцності алмазного круга. Чим більше b , тим більше параметри a_z і Q . Разом із тим, дослідями встановлено, що не завжди продуктивність алмазного електроерозійного шліфування більше за продуктивність шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках. Цей ефект пояснюють тим, що органічні зв'язки алмазного круга допускають "утопання" в них зерен. Це приводить до збільшення кількості одночасно працюючих зерен. Виходячи із залежності (6.51), це рівнозначно збільшенню об'ємної концентрації зерен m та, відповідно, продуктивності обробки.

Виходячи із залежності (6.49), цей ефект обумовлено зменшенням товщини алмазовмісного шару S , який як би стискується і збільшує кількість одночасно працюючих зерен. Причому їх збільшення не завжди компенсується збільшенням параметрів b і a_z під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках. У результаті алмазні круги на органічних зв'язках можуть забезпечувати більш високу продуктивність обробки.

Залежність (6.49) можна перетворити із урахуванням залежностей $a_z = \psi \cdot b$; $P_z = \sigma \cdot a_z^2$; $M = P_z \cdot b$ (рис. 6.10) до вигляду:

$$Q = \frac{P_z \cdot b \cdot V_{кр} \cdot n \cdot \psi^2}{\sigma \cdot S} = \frac{M \cdot V_{кр} \cdot n \cdot \psi^2}{\sigma \cdot S}, \quad (6.52)$$

де P_z – тангенціальна складова сили різання, що діє на зерно круга, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

$\psi = a_z / b$;

M – вигинальний момент, що діє на окреме зерно круга, Н·м.

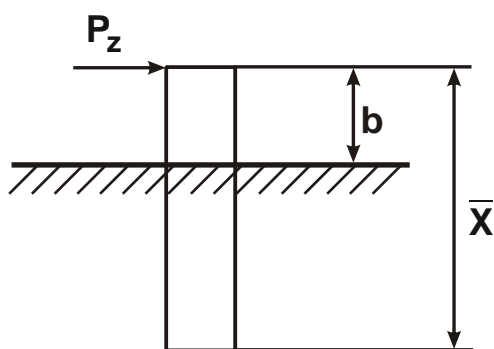


Рисунок 6.10 – Схема навантаження зерна силою P_z

Очевидно, для менш міцної органічної зв'язки алмазного круга момент M менше, ніж для металевій зв'язці. Однак органічна зв'язка допускає зменшення параметрів σ і S , у результаті чого продуктивність обробки може бути збільшена.

Таким чином, показано, що ефективність застосування зв'язок алмазних кругів обумовлена багатьма фізичними чинниками і залежить від того, який чинник домінує в процесі шліфування. Якщо електроерозійним правленням забезпечити постійне підтримання високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці, то можна досягти надзвичайно великої продуктивності обробки. Працюючи алмазним кругом на металевій зв'язці, наприклад, на зв'язці М1-01, у режимі самозагострювання, коли має місце значне затуплення зерен, параметри b і a_z зменшуються, що призводить до зменшення продуктивності обробки Q . У цьому випадку більшої продуктивності можна досягти під час шліфування алмазними кругами на органічних зв'язках.

Теоретичні результати підтверджено експериментально. Під час шліфування твердого сплаву алмазним кругом форми 12A2 45 на металевій зв'язці М1-01 (відразу після його електроерозійного правлення) продуктивність обробки приблизно в два рази більше продуктивності обробки під час шліфування (за пружною схемою) алмазним кругом на органічній зв'язці В2. Протягом 0,5 ... 1,0 хвилин шліфування відбувається інтенсивна втрата початкової ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці, продуктивність обробки зменшується до рівня, нижче продуктивності шліфування кругом на органічній зв'язці.

Такий режим роботи алмазного круга на металевій зв'язці може тривати достатньо довго – аж до повного зношування алмазного круга. Для підвищення ріжучої здатності алмазного круга слід здійснювати його

періодичне електроерозійне правлення (протягом 10 ... 20 секунд). Збільшення тривалості правлення приводить до невиправданого зношування алмазного круга.

Експериментально встановлено також, що більш висока продуктивність шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці супроводжується зменшенням параметра шорсткості обробленої поверхні R_a . Це указує на те, що товщини зрізів a_z менше, а кількість одночасно працюючих зерен більше, ніж під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці. Причому домінує чинник збільшення кількості одночасно працюючих зерен, що зумовлює збільшення продуктивності обробки.

6.4. Теоретичне обґрунтування шляхів підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування

Шліфування є одним із основних методів фінішної обробки деталей машин, що забезпечує високі показники якості, точності та продуктивності обробки [97; 106]. Особливо це стосується шліфування алмазними кругами, які, завдяки високій гостроті ріжучих кромки, дозволяють суттєво зменшити сили і температуру різання і таким чином підвищити якість і продуктивність обробки. Разом із тим, процеси шліфування характеризуються більш низькою продуктивністю обробки порівняно із продуктивністю обробки лезовим інструментом. Усе це вимагає подальшого вдосконалення процесів шліфування, особливо щодо інтенсифікації обробки. Тому важливо провести обґрунтування та вибір оптимальних умов шліфування за критерієм максимально можливої продуктивності обробки.

Для оцінювання можливостей підвищення продуктивності обробки під час шліфування Q слід застосувати перетворену залежність (5.22), отриману на основі рішення рівняння балансу переміщення в технологічній системі із урахуванням початкового переміщення y_0 :

$$Q = Q_0 - (Q_0 - c \cdot y_0 \cdot \lambda) \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot B}\right), \quad (6.53)$$

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

B – ширина шліфування, м ;

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

t – глибина шліфування, м;

τ – час обробки, с;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

$\lambda = Q_0 / P_y$ – питома інтенсивність знімання матеріалу, м³/(с·Н);

P_y – радіальна складова сили різання, Н;

$D_{\text{дет}}$ – діаметр деталі, м.

Із наведених на рис. 5.3 графіків залежностей витікає, що досягти суттєвого підвищення продуктивності обробки Q можна завдяки виконанню умови $y_0 > y_{\text{ст}} = 0$, тобто здійснюючи обробку за пружною схемою із початковим натягом у технологічній системі y_0 . Також зі збільшенням величини y_0 продуктивність обробки Q збільшується.

Основним напрямом підвищення продуктивності обробки $Q > Q_0$ за умови $y_0 < \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ є збільшення параметра λ . Параметр λ без урахування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом у процесі шліфування визначається залежністю:

$$\lambda = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{\text{зсув}}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot \text{HV} \cdot R} \right)^2}, \quad (6.54)$$

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

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

a_z – товщина зрізу окремим зерном круга, м;

R – радіус округлення ріжучої частини зерна, м.

Із залежності (6.54) витікає, що збільшити параметр λ можна збільшенням швидкості круга $V_{\text{кр}}$ і відношення a_z / R . Чим більше $\tau_{\text{зсув}}$ і HV, тим менше λ і гірше оброблюваність матеріалу. Твердість матеріалу HV більшою мірою впливає на параметр λ , ніж міцність матеріалу $\tau_{\text{зсув}}$, що узгоджується із практикою шліфування.

Із урахуванням перетворень відношення a_z / R , залежність (6.54) набуває вигляду:

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}, \quad (6.55)$$

де $\eta = \sqrt{\frac{0,5\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y_1}}}$ – безрозмірний параметр, що визначає сту-

пінь затуплення зерна, змінюється у межах 0 ... 1 (для гострого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$);

2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна;

P_{y_1} – радіальна складова сили різання, що діє на зерно, Н;

x – величина лінійного зношування зерна, м.

Із залежності (6.55) витікає, що збільшити параметр λ можна шляхом зменшення безрозмірного параметра η завдяки зменшенню величини x і збільшенню P_{y_1} , тобто завдяки підтримці в процесі шліфування високої гостроти ріжучих зерен та застосування алмазних кру-гів із міцних алмазних зерен на металевих зв'язках.

Продуктивність обробки $Q > Q_0$, що відповідає умові $Q = Q_0$ (рис. 5.3), визначається залежністю:

$$Q = \frac{2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot P_y \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}, \quad (6.56)$$

де P_y – радіальне зусилля, Н (відповідає радіальній складовій сили різання під час шліфування).

Виходячи із залежності (6.56), підвищити продуктивність обробки $Q > Q_0$ можна збільшенням параметрів $V_{\text{кр}}$, P_y і $(1 - \eta)$, тобто застосуванням швидкісного, силового (глибинного) шліфування, у тому числі із застосуванням ефективних методів безперервного правлення круга. Останній чинник відіграє визначальну роль під час шліфування матеріалів підвищеної твердості, оскільки збільшення параметра HV приводить до зменшення величини $(1 - \eta)$, відповідно, продуктивності обробки $Q > Q_0$ згідно залежності (6.56).

Із залежності (6.56) також витікає, що зменшити величину P_y за фіксованої продуктивності обробки $Q > Q_0$ можна зменшенням величини $\eta \rightarrow 0$. Це досягається завдяки утворенню мікротріщин на ріжучих зернах під час шліфування. Тому для аналізу закономірностей утворення мікротріщин на ріжучих зернах під час шліфування ($\eta \rightarrow 0$) встановлено аналітичну залежність для розрахунку максимального напруження, що виникає в зерні:

$$\tau_{\max} = \frac{16 \cdot P_{y1}}{x^2} \cdot (1 - K_{\text{ш}})^2 \cdot K_{\text{ш}}^3, \quad (6.57)$$

де $K_{\text{ш}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}} \cdot (1 - \eta)}$ – коефіцієнт шліфування;

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

Добуток $(1 - K_{\text{ш}})^2 \cdot K_{\text{ш}}^3$ зі збільшенням коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$ збільшується (табл. 6.3). Це приводить до збільшення максимального дотичного напруження τ_{\max} в зерні, що інтенсифікує утворення мікро-відколів на ріжучих зернах і підвищує ріжучу здатність алмазного круга.

Таблиця 6.3 – Розрахункові значення добутку $(1 - K_{\text{ш}})^2 \cdot K_{\text{ш}}^3$

$K_{\text{ш}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$(1 - K_{\text{ш}})^2 \cdot K_{\text{ш}}^3$	0	0,00081	0,005	0,013	0,031

Тому у міру зношування ріжучого зерна (збільшення величини x і зменшення коефіцієнта шліфування $K_{\text{ш}}$) максимальне дотичне напруження τ_{\max} зменшується, причому, інтенсивніше зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV , а це приводить до зниження ріжучої здатності алмазного круга.

Забезпечити збільшення максимального дотичного напруження τ_{\max} і, таким чином, протікання стійкого процесу мікроруйнування ріжучих зерен під час шліфування можна збільшенням сили P_{y1} , що діє на зерно, і застосуванням безперервного правлення алмазного круга для видалення затуплених зерен із його робочої поверхні (із граничною величиною x , що визначається з умови $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}_{\text{зерна}}}$). Це особливо важливо під час шліфування алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках, які працюють у режимі затуплення та вимагають застосування періодичного або безперервного правлення. У зв'язку із цим, визначено умови реалізації процесу електроерозійного алмазного шліфування, виходячи із залежності для розрахунку температури стружок $\theta_{\text{стр}}$, що утворюються (на основі закону Джоуля-Ленца):

$$\theta_{\text{стр}} = \frac{K_1 \cdot U^2}{\rho \cdot c \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot l \cdot V_{\text{кр}}}, \quad (6.58)$$

де K_1 – тепловий еквівалент роботи;

U – напруга технологічного струму, В;

ρ , c – відповідно, щільність ($\text{кг}/\text{м}^3$) і питома теплоємність оброблюваного матеріалу ($\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{град})$);

$\rho_{\text{ом}}$ – питомий опір стружки, $\text{Ом}\cdot\text{мм}^2/\text{м}$;

l – товщина міжелектродного зазору, м.

Залежно від товщини міжелектродного зазору l можливі три випадки:

1) $l > l_{\text{гр}}$ (де $l_{\text{гр}}$ – граничне значення міжелектродного зазору). Тоді $\theta_{\text{стр}} < \theta_{\text{стргр}}$ (де $\theta_{\text{стргр}}$ – граничне значення температури, за якої відбувається термічне руйнування стружок і металевої зв'язки алмазного круга), тобто процес електроерозії відсутній. Відповідно до залежності (6.58), у цьому разі необхідно збільшити напругу U або зменшити швидкість круга $V_{\text{кр}}$;

2) $l = l_{\text{гр}}$, тоді $\theta_{\text{стр}} = \theta_{\text{стргр}}$, що указує на протікання стійкого процесу електроерозії, який забезпечує термічне руйнування стружок та металевої зв'язки круга із інтенсивністю, достатньою для підтримання його високої ріжучої здатності;

3) $l < l_{\text{гр}}$, тоді $\theta_{\text{стр}} > \theta_{\text{стргр}}$, що указує на протікання у початковий період інтенсивного процесу електроерозії, який із часом приводить до збільшення товщини міжелектродного зазору l , зменшення температури $\theta_{\text{стр}}$ до значення $\theta_{\text{стргр}}$ і стабілізації в часі товщини міжелектродного зазору l .

У разі автономного електроерозійного правлення алмазного круга [2; 34] температура нагрівання поверхневих шарів металевої зв'язки визначиться:

$$\theta_{\text{стр}} = \frac{K_1 \cdot U^2 \cdot \tau}{\rho \cdot c \cdot \rho_{\text{ом}} \cdot l}, \quad (6.59)$$

де τ – час контакту фіксованої точки алмазного круга із управляючим електродом (із постійною силою електричного струму) або час одиничного імпульсу електричного струму.

Збільшити температуру $\theta_{\text{стр}}$ (до граничного значення) та забезпечити високу ефективність процесу електроерозійного правлення

можна зменшенням товщини міжелектродного зазору l та збільшенням напруги U і часу τ завдяки збільшенню сили притискання алмазного круга до правлячого електрода та застосуванню джерела технологічного струму підвищеної потужності.

6.5. Підвищення ефективності процесу електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках на операціях шліфування

Алмазні інструменти набули широкого застосування під час механічної обробки виробів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості. Особливо це відноситься до операцій шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках твердосплавних інструментів, виробів із нанесеними на їх поверхні високоміцних наплавлень, виробів із неметалевих матеріалів: кераміки, скла, кристалю, природних алмазів тощо. Однак, під час шліфування ці круги швидко затуплюються і втрачають ріжучу здатність. Для підвищення їх ріжучої здатності ефективно використовувати прогресивний метод електроерозійного правлення, який засновано на введенні в зону обробки електричної енергії у формі електричних розрядів [2]. У результаті відбувається ерозійне (ударно-термічне) руйнування (випалювання) поверхневого шару металевої зв'язки алмазного круга. Це забезпечує якісне правлення алмазного круга та його високу ріжучу здатність. Тому актуальним завданням є розроблення практичних рекомендацій щодо ефективного застосування методу електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час шліфування виробів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості. Необхідність вирішення цього завдання пов'язана із тим, що електричні параметри електроерозійного правлення традиційно встановлюють на основі проведення експериментальних досліджень, які справедливі лише для конкретних умов обробки. Це не дозволяє узагальнено оцінити і максимально використати технологічні можливості прогресивного методу електроерозійного правлення [2; 97]. Для визначення раціонального електричного режиму електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці важливо встановити оптимальне значення потужності процесу правлення за електричним струмом:

$$N = I \cdot U = I \cdot (U_0 - U_{кз}) = I \cdot (U_0 - I \cdot R_0), \quad (6.60)$$

де I – сила електричного струму, А;

U – напруга, В;

U_0 – напруга джерела електричного струму, В;

$U_{кз} = I \cdot R_0$ – напруга режиму "короткого замикання", В;

R_0 – опір навантаження для виключення короткого замикання в електричному ланцюзі, Ом.

Згідно залежності (6.60), сила електричного струму I неоднозначно впливає на потужність за струмом N . Тому, підпорядковуючи цю залежність необхідній умові екстремуму потужності за струмом $N'_I = 0$, отримано:

$$I_{\text{екстр}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{U_0}{R_0} = \frac{1}{2} \cdot I_{кз}, \quad (6.61)$$

де $I_{кз} = U_0 / R_0$ – сила електричного струму режиму "короткого замикання", А.

Оскільки друга похідна потужності за струмом $N''_I = -2 \cdot R_0$ приймає негативне значення, то в точці екстремуму досягається максимум потужності струму (рис. 6.11):

$$N_{\text{max}} = \frac{I_{кз} \cdot U_0}{4} = \frac{N_{кз}}{4}, \quad (6.62)$$

де $N_{кз} = I_{кз} \cdot U_0$ – потужність за струмом режиму "короткого замикання", Вт.

Збільшити параметри $I_{\text{екстр}}$ і N_{max} , виходячи із залежностей (6.61) і (6.62), можна зменшенням опору навантаження R_0 (рис. 6.12). Отримане теоретичне рішення є узагальнюючим і його можна використовувати для різних схем електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках.

Для оцінювання достовірності отриманого теоретичного рішення здійснено його експериментальну перевірку в умовах електроерозійного правлення алмазного круга 12A2 45° 150×10×3 AC6 125/100 M1–01 4, який встановлено на шпинделі верстата для внутрішнього шліфування на спеціальну двоступінчасту втулку. Правлячий електрод – кільце, торцову робочу поверхню якого виконано із композиції "твердий сплав "Реліт" – мідь". Кільце було встановлено у патроні шліфувального верстата і здійснювало обертальний рух. Джерелом електричного струму

використано спеціально виготовлений випрямляч із трансформатором потужністю 1620 Вт (напругою $U_0 = 36$ В і силою електричного струму $I = 0 \dots 45$ А). Для недопущення короткого замикання в електричний ланцюг підключено опір із навантаженням $R_0 = 1$ Ом.

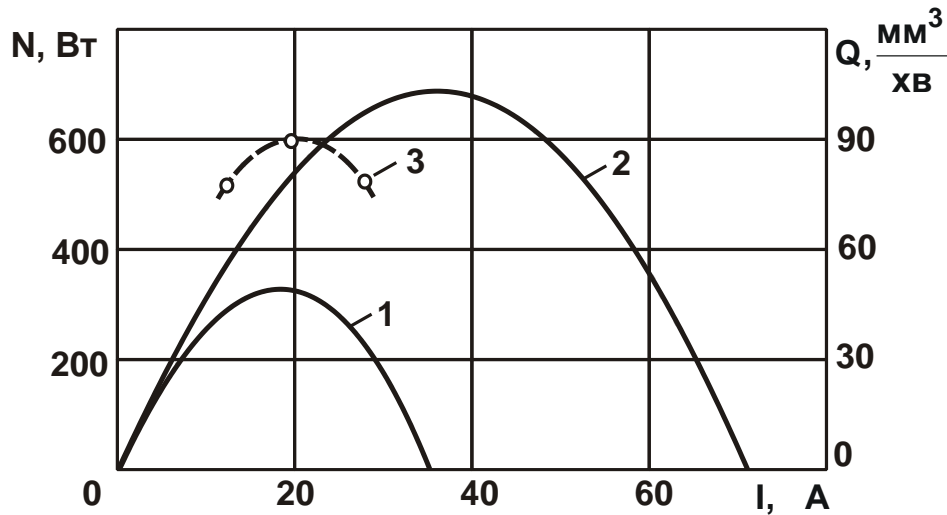


Рисунок 6.11 – Залежності потужності за струмом N (криві 1 і 2) і продуктивності Q ударно-термічного руйнування металевої зв'язки алмазного круга (крива 3) від сили електричного струму I :
1 і 3 – $R_0 = 1$ Ом; 2 – $R_0 = 0,5$ Ом; $U_0 = 36$ В.

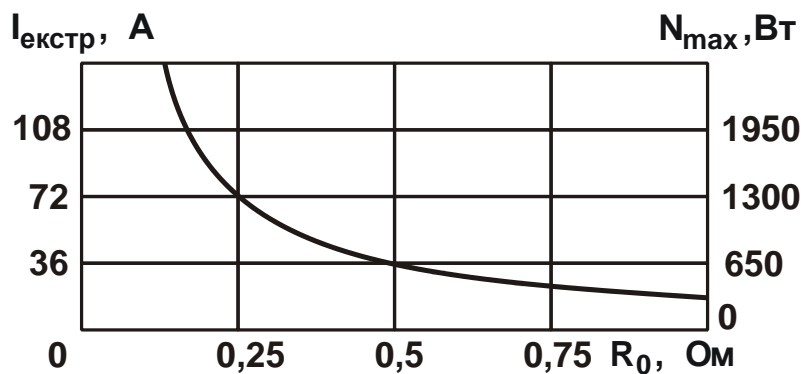


Рисунок 6.12– Залежність сили електричного струму $I_{екстр}$ і потужності за струмом N_{max} від опору навантаження R_0

У результаті проведених експериментальних досліджень встановлено однаковий характер зміни продуктивності Q ударно-термічного руйнування (випалювання) металевої зв'язки алмазного круга і потужності за струмом N зі збільшення сили електричного струму I для на-

вантаження $R_0 = 1$ Ом (рис. 6.11, криві 1 і 3). Розбіжність екстремальних значень сили електричного струму $I_{\text{екстр}}$ становить 10 %, що указує на достовірність отриманого теоретичного рішення. Збільшення сили електричного струму I досягалося збільшенням сили притискання алмазного круга до правлячого електрода. Це призводило до зменшення міжелектродного зазору між алмазним кругом і правлячим електродом та, відповідно, збільшення потужності за струмом N і продуктивності Q ударно-термічного руйнування (випалювання) металеві зв'язки алмазного круга. Із подальшим збільшенням сили електричного струму I , як витікає із рис. 1 (криві 1 і 3), обидва ці параметри проходили точки екстремумів (максимумів) і потім зменшувалися.

Експериментально також встановлено, що за умови $I > I_{\text{екстр}}$ відбувається процес шліфування алмазним кругом правлячого електрода із лінійною швидкістю $V_{\text{ел.}}$ знімання матеріалу (продуктивністю $Q_{\text{ел.}}$) (рис. 6.13). Це указує на необхідність здійснення електроерозійного правлення алмазного круга за дотримання умови $I = I_{\text{екстр}}$ ($N = N_{\text{max}}$).

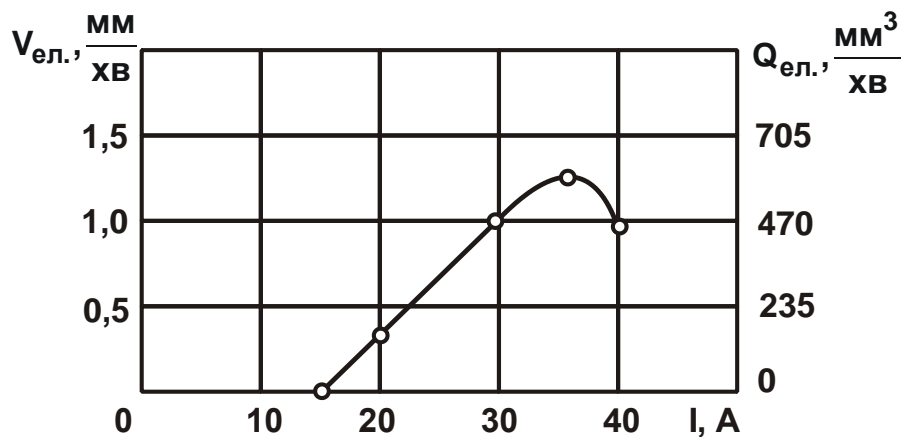


Рисунок 6.13 – Залежність лінійної швидкості $V_{\text{ел.}}$ (продуктивності $Q_{\text{ел.}}$) знімання матеріалу із правлячого електрода від сили електричного струму I

Виходячи із рис. 6.11 (криві 1 і 3), визначено максимальну енергоємність процесу електроерозійного правлення алмазного круга:

$$E = \frac{N_{\text{max}}}{Q_{\text{max}}} = \frac{324 \text{ Вт}}{88 \frac{\text{мм}^3}{\text{хв}}} = 221 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^3}. \quad (6.63)$$

Для порівняння у табл. 1.1 і табл. 1.2 (за даними Швець В. В.) наведено експериментальні значення енергії, що витрачається на знімання оброблюваного матеріалу (енергоємності в Дж/мм³) для типових операцій механічної обробки матеріалів різанням.

Як видно, процес електроерозійного правлення алмазного круга відбувається зі значно більшою енергоємністю порівняно із процесами механічної обробки матеріалів різанням. Особливо це відноситься до процесів обробки лезовими інструментами (точіння, протягування, фрезерування), для яких енергоємність становить не більше 7,5 Дж/мм³. В умовах шліфування енергоємність обробки більше і може досягати значень 55 ... 70 Дж/мм³. Це пов'язано, у першу чергу, із інтенсивним тертям зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, що приводить до оплавлення і часткового згоряння мікростружок, які утворюються. Отже, процес термічного руйнування оброблюваного матеріалу (металевої зв'язки алмазного круга) в умовах електроерозійного правлення вимагає значно більших витрат енергії на видалення одиниці об'єму оброблюваного матеріалу порівняно із процесами механічної обробки матеріалів різанням [34; 54].

Ефективність встановлених в роботі рішень перевіряли на різних операціях алмазного шліфування і загострення твердосплавних і швидкоріжучих інструментів в лабораторних і виробничих умовах. У результаті було досягнуто достатньо високу продуктивність обробки – 20 ... 30 тис. мм³/хв і більше при економічно обґрунтованій витраті алмазу (в межах 5 мг/г) і високій якості оброблених поверхонь. Це дозволяє ефективно використовувати алмазні круги на металевих зв'язках як на операціях остаточного, так і попереднього шліфування важкооброблюваних матеріалів під час знімання відносно великих припусків.

На основі проведених досліджень розроблено високопродуктивні процеси глибинного алмазного шліфування (що реалізують нові діапазони ефективного поєднання параметрів режимів шліфування), із застосуванням електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках для обробки твердосплавних і швидкоріжучих інструментів і штампів, виробів із високоміцних графітів, феритів та інших важкооброблюваних металевих і неметалевих матеріалів. Зокрема, розроблено високопродуктивний процес круглого зовнішнього глибинного алмазного шліфування твердосплавних і швидкоріжучих багатолезових інструментів із відносно невеликою швидкістю деталі (пара-

метри режиму шліфування: $t = 0,1 \dots 1,0$ мм; $V_{\text{дет}} = 0,5 \dots 5,0$ м/хв; $S_{\text{д}} \approx 1,0$). Це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки при економічно обґрунтованій витраті алмазу і забезпеченні необхідних показників якості оброблюваних поверхонь, а також виключити із технологічного процесу шліфування застосування звичайних абразивних кругів, які приводили до зниження якості оброблюваних поверхонь.

Для ефективного здійснення процесу шліфування рекомендується використовувати алмазні круги, в тому числі великогабаритні алмазні круги діаметром 500 мм на відносно "м'яких" металевих зв'язках типу М1-01 і на міцних зв'язках типу М2-01 в режимі їх безперервного або періодичного електроерозійного правлення.

На основі отриманих теоретичних рішень розроблено та впроваджено у виробництво ефективні процеси електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках під час шліфування виробів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості (твердих сплавів, високоміцних наплавлень, кераміки, скла, кристалю, природних алмазів тощо).

6.6. Розроблення високопродуктивної технології алмазного електроерозійного шліфування ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту

Ущільнювальні металеві кільця, які є найбільш відповідальними деталями машин, набули широкого застосування в машинобудуванні. Для герметизації обертових валів гідрозахистів заглибних електродвигунів (використовуваних в електробурильній техніці) у ВАТ "Завод "Потенціал" (м. Харків), розроблено ефективні конструкції торцевих ущільнень, які за технічними характеристиками перевершують закордонні аналоги (рис. 6.14, рис. 6.15 [97]).

Ефект досягнуто завдяки застосуванню як пари тертя двох спряжуваних кілець, робочі (тертьові) поверхні яких виконано із композиції твердого сплаву "Реліт" і мідної зв'язки – методом спікання у вакуумній печі. Твердий сплав "Реліт" – це зерна литого карбїду вольфраму розміром $0,18 \dots 0,28$ мм. Він призначений для виготовлення деталей, що

працюють в умовах інтенсивного абразивного зношування. Перед спіканням у вакуумній печі зерна твердого сплаву "Реліт" і мідний порошок у пропорції 9:1 засипають у кільцеву канавку прямокутного перерізу, виконану на торці кільця з нержавіючої сталі, потім запресовують із питомим тиском 3 ... 4 т/см².

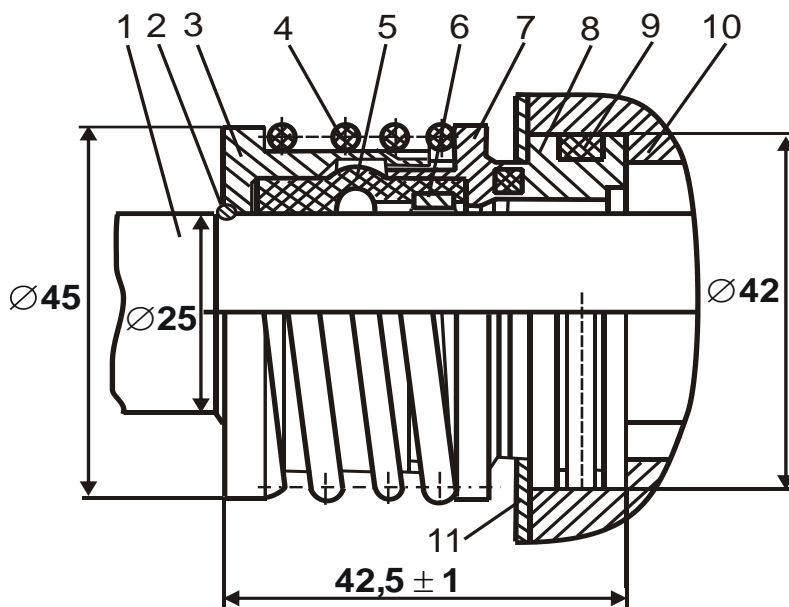


Рисунок 6.14 – Ущільнення 1P25: 1 – вал протектора; 2 – запірне кільце; 3 – упор (обтискне кільце); 4 – пружина; 5 – сільфон; 6 – розпірне кільце; 7 – обертове кільце; 8 – необертове кільце; 9 – кільце ущільнювальне; 10 – корпус протектора; 11 – кільце



Рисунок 6.15 – Деталі торцевого ущільнення

Організація масового виробництва торцевих ущільнень виявилася достатньо складною проблемою у зв'язку із труднощами механічної обробки торцевих поверхонь кілець, що складаються, за суттю, з композиції трьох матеріалів: твердого сплаву "Реліт", міді та нержавіючої сталі (тобто композиційного матеріалу на основі реліту). Проблема зумовлена, по-перше, необхідністю зняття достатньо великого припуску

(до 2-х мм) важкооброблюваного композиційного матеріалу на основі реліту, що має підвищену твердість. По-друге, необхідністю його прецизійної обробки: параметр шорсткості обробленої поверхні – 0,1 мкм, неплосчинність обробки – менш ніж 0,9 мкм. По-третє, специфікою технології обробки торцевих поверхонь деталей типу "кілець" і відсутністю науково обґрунтованих умов їхньої ефективної обробки.

Застосування традиційної технології абразивної обробки, що включає операції попереднього й остаточного абразивного плоского шліфування й подальшого притирання абразивним (алмазним) порошком, виявилось малоефективним у зв'язку із відносно низькою продуктивністю і високою собівартістю обробки. Як відомо, набагато ефективніше технологія алмазно-абразивної обробки, що включає операції алмазного шліфування і подальшого алмазного притирання. Особливо ефективною є технологія алмазного електроерозійного шліфування. Тому важливо провести експериментальні дослідження параметрів алмазного електроерозійного шліфування та для порівняння – абразивного шліфування торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту.

Попереднє шліфування кілець здійснювали на плоскошліфувальному верстаті. Оброблювані кільця в кількості 60 штук кріпилися у спеціальному пристосуванні на столі верстата. Експериментально встановлено, що під час шліфування абразивним кругом у зв'язку із його інтенсивним зношуванням фактична глибина шліфування була утричі менше від номінальної глибини шліфування (установлюваної за лімбом верстата) (рис. 6.16).

Під час електроерозійного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1A1 400×25×6×203 AC6 200/160 M1-01 4 на тих самих режимах різання фактична та номінальна глибини шліфування фактично рівні. Для здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування плоскошліфувальний верстат був модернізований (зроблено електроізоляцію шпиндельного вузла, здійснено струмопідвід до алмазного круга) та укомплектований спеціальним джерелом технологічного струму (рис. 6.17).

Щоб оцінити економічну ефективність від застосування алмазного круга на металевій зв'язці M1-01, було досліджено собівартість обробки за двома статтями витрат: заробітною платою робітника й вартістю витрачених абразивних та алмазних кругів. Установлено, що вже за

відношенням часу обробки до повного зношування абразивного і алмазного кругів, що дорівнює 1,52, значення собівартості обробки для двох варіантів однакові. Зі збільшенням цього відношення до 10, що має місце під час глибинного шліфування, собівартість алмазного шліфування до 3-х разів менше собівартості абразивного шліфування. Цим обґрунтовано умови ефективного застосування алмазних кругів замість звичайних абразивних кругів на операції чорнового плоского шліфування.

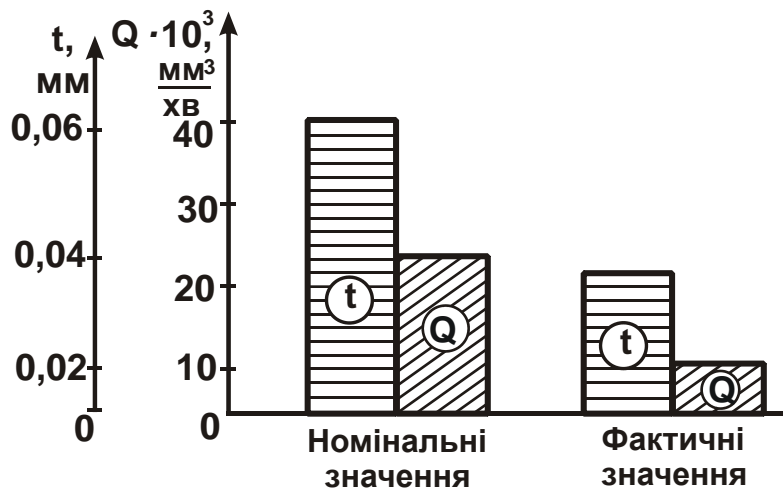


Рисунок 6.16 – Номінальні та фактичні значення глибини шліфування t і продуктивності обробки Q :
 $V_{\text{дет}} = 20 \text{ м/хв}$; $S_{\text{поп}} = 20 \text{ мм/хід}$; $V_{\text{кр}} = 34 \text{ м/с}$

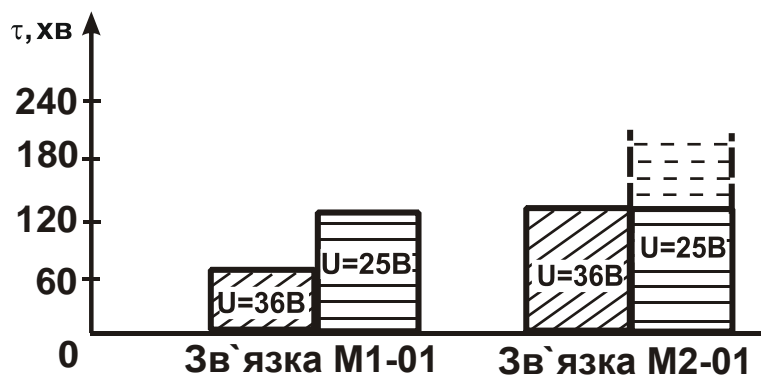


Рисунок 6.17 – Тривалість електроерозійного правлення алмазних кругів 1A1 400×25 на металевих зв'язках М1-01 і М2-01

Оптимальний час роботи $T_{\text{опт}}$ алмазного круга до його повного зношування, за яким собівартості C абразивного та алмазного шліфування рівні, визначається залежністю:

$$T_{\text{опт}} = \frac{Ц}{\frac{С}{n \cdot t_0} - S \cdot Z \cdot k}, \quad (6.64)$$

де Ц – ціна алмазного круга, грн;

n – кількість оброблюваних деталей;

t₀ – основний час шліфування, год.;

S – тарифна ставка робітника, грн/год.;

k – коефіцієнт, що враховує нарахування на заробітну плату верстатника;

Z – відношення допоміжного часу до основного часу шліфування.

Досліджували схеми багатопрхідного і глибинного плоского алмазного електроерозійного шліфування. Із погляду продуктивності обробки Q та питомої витрати алмазу q кращі результати отримано під час глибинного алмазного електроерозійного шліфування (Q = 12 тис. мм³/хв; q < 5 мг/г) (рис. 6.18, рис. 6.19). Параметр шорсткості обробки R_a при цьому приймає достатньо великі значення (1,0 ... 1,5 мкм), які характерні для попередньої (чорнової) обробки.

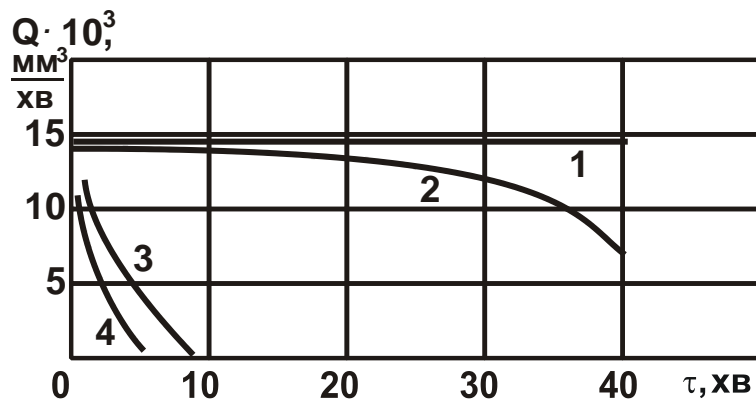


Рисунок 6.18 – Залежності продуктивності обробки Q від часу шліфування τ: алмазні круги 1A1 400×25×6×203 AC6 200/160 4;

t = 0,05 мм; V_{дет} = 15 м/хв; S_{поп} = 20 мм/хід; V_{кр} = 30 м/с;

1; 2 – металева зв'язка M1-01 (1 – зі струмом; 2 – без струму);

3; 4 – металева зв'язка M2-01 (3 – зі струмом; 4 – без струму)

Під час остаточної обробки торцевих поверхонь деталей типу "кільце" ефективно застосування схеми шліфування торцем круга, повідомляючи деталі обертальний рух, а круга – додаткову урізну подачу.

Ця схема шліфування фактично виключає утворення неплоскостності обробки, забезпечує якісну підготовку оброблюваної поверхні до подальшої операції притирання – для досягнення високих показників шорсткості і точності обробки. Виходячи із цього, дана схема шліфування набула застосування у виробництві, проте вивчена недостатньо, що не дозволяє повною мірою оцінити її технологічні можливості. Тому у роботі наведено результати експериментальних досліджень процесу шліфування торцевої поверхні кільця, що обертається, торцем алмазного круга (рис. 6.20).

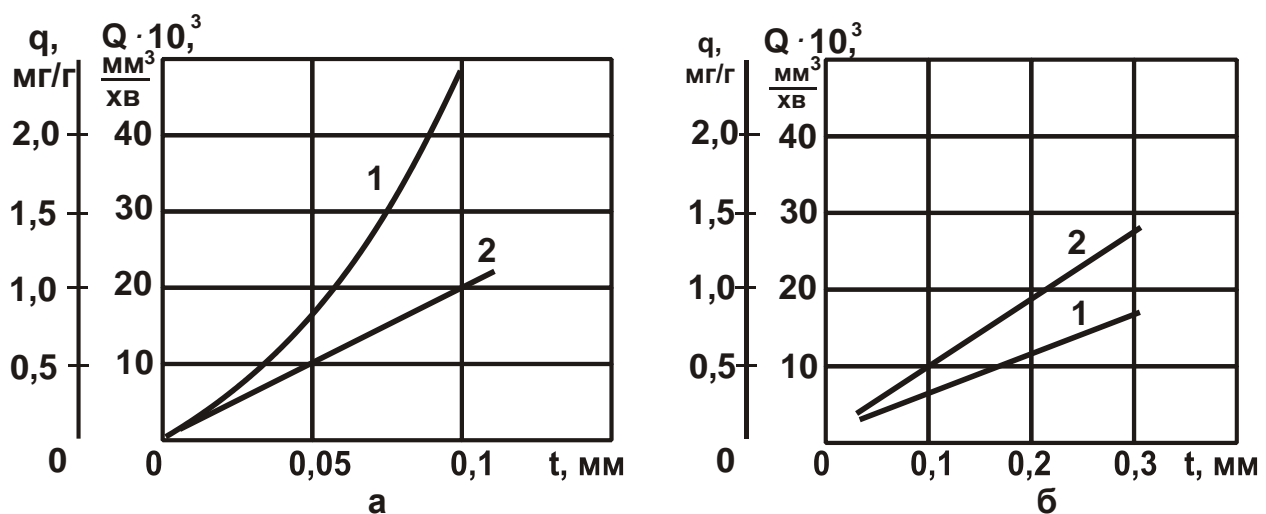


Рисунок 6.19 – Залежності питомої витрати алмазу q (1)

і продуктивності обробки Q (2) від глибини шліфування t під час багатопрохідного (а) і глибокого (б) шліфування: а – $V_{\text{дет}} = 15 \text{ м/хв}$; б – $V_{\text{дет}} = 5 \text{ м/хв}$; алмазний круг 1А1 400×25×6×203 АС6 200/160 М1-01 4; $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$; $S_{\text{поп}} = 20 \text{ мм/хід}$

Експериментальні дослідження здійснювали на внутрішньошліфувальному верстаті. Оброблювану деталь – кільце (рис. 6.21) – кріпили у патроні верстата. Під час шліфування кільце здійснювало обертальний рух.

На шліфувальному верстаті встановлено пневматичний циліндр. Це дозволило суттєво автоматизувати процес, скоротити допоміжний час на встановлення і знімання кілець.

Алмазний круг форми 12А2 45° 150×10×3 встановлювали на шпинделі верстата на спеціальну двоступінчасту втулку. У процесі

шліфування він здійснював обертальний та поступальний (у поздовжньому напрямку) рухи, обробку здійснювали за пружною схемою із фіксованим радіальним зусиллям.

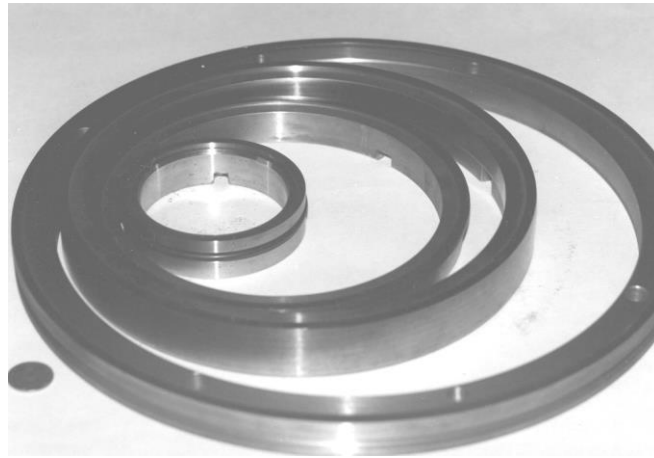


Рисунок 6.20 – Кільця торцевих ущільнень

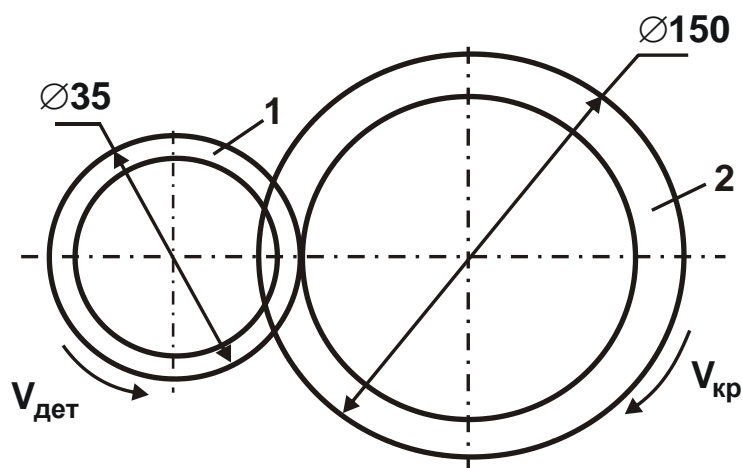


Рисунок 6.21 – Схема шліфування торця кільця, що обертається, торцем алмазного круга: 1 – оброблюване кільце, 2 – алмазний круг

Алмазний круг відносно оброблюваної деталі встановлювали так, щоб вся ширина робочої поверхні круга B приймала участь у процесі різання.

Досліджували алмазні круги на металевих зв'язках М1-01, М2-01 зернистістю АС6 50/40 ... 200/160 та концентрацією 50 ... 150 %, а також алмазні круги на органічній зв'язці В2-01.

Для здійснення електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці, втулку, на яку встановлювали алмазний круг, виго-

товляли із ізоляційного матеріалу – текстоліту. Для забезпечення струмопідведення до металевого корпусу алмазного круга на втулці кріпили бронзове кільце, яке торкалося корпусу круга. До кільця через спеціальний щітковий пристрій підводили позитивний полюс джерела постійного електричного струму. До оброблюваної деталі через елемент, що контактує із нею, підводили негативний полюс джерела постійного електричного струму. Така схема забезпечувала електроерозійне правлення алмазного круга із метою підтримання його високої ріжучої здатності.

У зону обробки підводили охолоджувальну рідину – 3-відсотковий розчин Na_2NO_3 . Як джерело технологічного струму застосовували спеціально виготовлений випрямляч із трансформатором потужністю 1,62 кВт, що формує постійний електричний струм напругою 36 В і силою електричного струму $I = 0 \dots 45$ А.

Після встановлення алмазного круга на металевій зв'язці на верстат здійснювали його початкове правлення та усунення торцевого биття (у межах 0,15 мм) за методом електроерозійного правлення. Правлячим електродом приймали оброблювану деталь, що обертається, встановлену в патрон внутрішньошліфувального верстата.

Алмазний круг підводили до торкання оброблюваної деталі для збудження в міжелектродному проміжку електричних розрядів. Електроерозійне правлення здійснювали за умови дотримання оптимальної (встановленої експериментально) сили електричного струму $I = 20$ А шляхом безперервної подачі алмазного круга протягом 10 хвилин.

Контроль за станом ріжучої поверхні алмазного круга здійснювали візуально (періодично зупиняючи круг) і на "слух" – за наявності торцевого биття характерна нерівномірність (періодичність) електроерозійного процесу. Умовою усунення торцевого биття алмазного круга свідчила також відсутність "коливання" стрілки амперметра.

Якість правлення алмазного круга перевіряли в процесі шліфування оброблюваної деталі, що обертається (правлячого електрода). За наявності на обробленій поверхні окремих ділянок, які періодично повторюються, процес правлення алмазного круга продовжували. Умовою відсутності торцевого биття алмазного круга свідчила однорідна оброблена поверхня, яка не мала ділянок, що чергуються.

За достатньо точним встановленням алмазного круга на шпинделі верстата тривалість його початкового електроерозійного правлення

не перевищувала 5 хвилин. Якщо торцеве биття алмазного круга було більш значним – до 0,3 мм (що мало місце на практиці) – тривалість правлення збільшували до 20 хвилин, а в ряді випадків і більше.

Для проведення експериментальних досліджень відібрано партію алмазних кругів однієї характеристики у кількості 60 штук із початковим торцевим биттям кругів 0,1 мм. Виміри величини биття алмазного круга (після встановлення його на шпиндель верстата) здійснювали за допомогою індикатора.

Необхідно зазначити, що зі зміною сили електричного струму I до екстремального значення $I_{\text{екстр}} = 20$ А процес електроерозійного правлення алмазного круга відбувався практично без зняття металу із правлячого електроду (оброблюваної деталі), рис. 6.13. Зі збільшенням сили електричного струму, починаючи із значення 17 А, швидкість зняття металу із правлячого електроду збільшувалася. Отже, за умови $I_{\text{екстр}} = 17$ А товщина міжелектродного зазору дорівнює приблизно максимальній висоті виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга.

Зі збільшенням сили електричного струму товщина міжелектродного зазору зменшується, і зерна контактують із правлячим електродом, здійснюючи процес різання. Із цього можна зробити висновок, що процес алмазного електроерозійного шліфування оброблюваної деталі (правлячого електрода) можливий за умови $17 \text{ А} < I < 40 \text{ А}$.

Сила притискання круга до оброблюваної деталі P під час шліфування за пружною схемою є основним параметром процесу, що визначає умови механічної взаємодії ріжучих зерен і металевої зв'язки алмазного круга з оброблюваним матеріалом, а під час алмазного електроерозійного шліфування – визначає додатковою умовою здійснення процесу електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці.

Як зазначено раніше (рис. 6.11), зі збільшенням сили електричного струму I потужність N процесу електроерозійного правлення алмазного круга змінюється за екстремальною залежністю. У межах $0 < I < 20$ А потужність N збільшується, а із подальшим збільшенням сили електричного струму I , навпаки, зменшується до нуля. Зміну сили електричного струму I забезпечували шляхом зміни товщини міжелектродного зазору між алмазним кругом і правлячим електродом (оброблюваною деталлю) у результаті зміни сили притискання алмазного круга до

оброблюваної деталі. Чим більше ця сила, тим менше товщина між-електродного зазору і більше сила електричного струму I .

За умови $I > 20$ А потужність N процесу електроерозійного правлення алмазного круга зменшується, що приводить до зменшення продуктивності процесу правлення. Отже, зі збільшенням сили притискання алмазного круга до оброблюваної деталі інтенсивність процесу електроерозійного правлення знижується, і процес алмазного електроерозійного шліфування мало чим відрізняється від звичайного алмазного шліфування.

Дослідами встановлено, що за умови $I > 35$ А у зоні різання фактично відсутні електричні розряди, тобто відсутній процес електроерозії. Із цього можна зробити висновок, що сила притискання алмазного круга до деталі під час алмазного електроерозійного шліфування повинна змінюватися в певних межах. Враховуючи те, що між силою електричного струму I та силою P притискання алмазного круга до деталі у процесі алмазного електроерозійного шліфування існує цілком однозначний зв'язок, управління процесом шліфування можна здійснювати шляхом підтримання в часі заданих значень P або I .

У першому випадку необхідно застосовувати пружну схему шліфування з фіксованою силою притискання круга до деталі P . У другому випадку можна застосовувати шліфування із "ручною" подачею, наприклад, на внутрішньошліфувальному верстаті, що застосовується, здійснюючи "вручну" поздовжню подачу алмазного круга, що визначає силу притискання алмазного круга до деталі.

Ця схема шліфування дуже ефективна в умовах короткочасного процесу шліфування, яким є процес шліфування одного кільця, закріпленого у патроні внутрішньошліфувального верстата (знімання припуску величиною 0,1 ... 0,15 мм відбувається на протязі 3 ... 5 с). За цією схемою можна забезпечити плавне торкання алмазного круга із оброблюваною деталлю (без удару), чого складно досягти в умовах частоті установки оброблюваних кілець під час звичайного шліфування за пружною схемою.

Таким чином, на основі проведених експериментальних досліджень визначено технологічні можливості збільшення продуктивності алмазного електроерозійного шліфування.

Експериментальні дослідження продуктивності обробки і зносостійкості алмазного торцевого круга під час шліфування здійснювали

на установці, створеній на базі внутрішньошліфувального верстата, за схемою шліфування, показаною на рис. 6.21. Шліфували робочі торцеві поверхні ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту. Розмір лінійного знімання матеріалу з однієї деталі під час проведення досліду становив 2 мм, тобто в ході проведення досліду знімався весь релітовий шар кільця.

Випробовували алмазні круги форми 12A2 45° 150×10×3×32 різних характеристик на металевій зв'язці М1-01 та органічній зв'язці В2-01 виробництва Полтавського алмазного заводу. Алмазні круги на металевій зв'язці М1-01 перед кожним дослідом піддавали електроерозійному правленню із метою усунення торцевого биття та якісного розтину алмазовмісного шару алмазного круга. Електроерозійне правлення здійснювали до тих пір, доки не досягали високої якості поверхні деталі, прошліфованої даним кругом (відсутність слідів вібрацій і досягнення однорідної поверхні).

На рис. 6.22 наведено графіки, що показують зміну продуктивності обробки Q із часом шліфування τ . Найбільшу продуктивність обробки досягали під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 із його безперервним електроерозійним правленням, тобто під час алмазного електроерозійного шліфування. Із часом обробки продуктивність незначно зменшувалася, потім стабілізувалася.

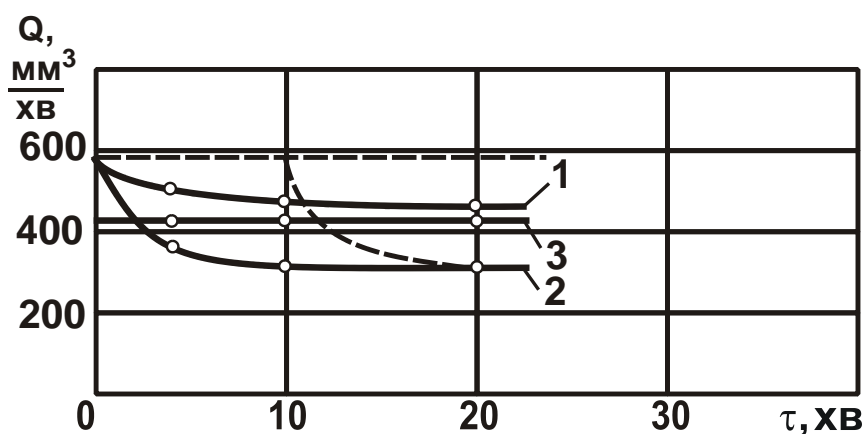


Рисунок 6.22 – Залежність продуктивності обробки Q від часу τ шліфування алмазними кругами 12A2 45° 150×10×3×32 AC6 100/80 4 на зв'язках: 1 – М1-01 (з електричним струмом); 2 – М1-01 (без електричного струму); 3 – В2-01; $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/хв; $P_H = 70$ Н/см²; $I = 30$ А; МОР – 3-відсотковий розчин Na_2NO_3

Під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 без здійснення електроерозійного правлення (під час шліфування) продуктивність обробки також із часом зменшувалася, потім стабілізувалася. Однак стабілізація відбувалася за меншою продуктивністю обробки. Отже, застосування безперервного електроерозійного правлення алмазного круга дозволяє підвищити продуктивність обробки.

Проведено експериментальні дослідження шліфування із періодичним електроерозійним правленням алмазного круга на металевій зв'язці М1-01.

Із рис. 6.22 витікає, що із часом обробки продуктивність зменшується від вихідного максимального значення (після правлення алмазного круга) до значення, що відповідає продуктивності шліфування без його правлення. Залежність $Q - \tau$ підпорядковується періодичній функції із періодом, який визначається часом між правленнями алмазного круга. Встановлено, що тривалість правлення алмазного круга залежить від часу між правленнями. Між вказаними параметрами існує пропорційний зв'язок: чим більше час між правленнями, тим триваліший процес правлення алмазного круга.

Продуктивність шліфування алмазним кругом на органічній зв'язці В2-01 із часом обробки фактично залишається постійною і за рівнем займає проміжне положення між продуктивністю шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з застосуванням безперервного електроерозійного правлення та продуктивністю шліфування тим самим алмазним кругом без застосування електроерозійного правлення.

Необхідно зазначити, що алмазний круг на органічній зв'язці В2-01 після встановлення його на верстат не вимагає механічного правлення, характеризується високою ріжучою здатністю. На це указує висока якість обробленої поверхні – відсутність слідів вібрацій та неоднорідної поверхні.

Дослідами встановлено, що тривалість електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці значно менше, ніж механічного правлення. Торцеве биття алмазного круга величиною 0,1 мм із використанням електроерозійного правлення можна усунути за 5 – 10 хвилин, тоді як із використанням механічного правлення – за більший проміжок часу.

Проведено досліди із шліфування алмазним кругом на більш міцній металевій зв'язці М2-01. Механічним правленням не вдалося усунути

ти торцеве биття цього алмазного круга. Час електроерозійного правлення до усунення торцевого биття величиною 0,15 мм склав близько однієї години. Однак при цьому не вдалося забезпечити якісне правлення. Після шліфування на обробленій поверхні деталі спостерігалися ділянки, що чергуються. Це указує на неоднорідність поверхні та низьку якість обробки, неприйнятну для розглянутої технології обробки релітових кілець.

Таким чином, надзвичайно високі властивості міцності алмазного круга на металевій зв'язці М2-01 в даному випадку реалізувати не вдалося у зв'язку із проблемою його якісного правлення. Можливо, за умови більш тривалого електроерозійного правлення можна забезпечити більш високу ріжучу здатність алмазного круга і досягти необхідної якості обробки, однак це знижує продуктивність у результаті збільшення тривалості правлення. Тому в подальших дослідженнях обмежилися вивченням технології шліфування алмазними кругами на менш міцній металевій зв'язці М1-01 та органічній зв'язці М2-01, які забезпечували стабільне протікання процесу шліфування.

На рис. 6.23 показано характер зміни продуктивності обробки Q залежно від зернистості алмазного круга.

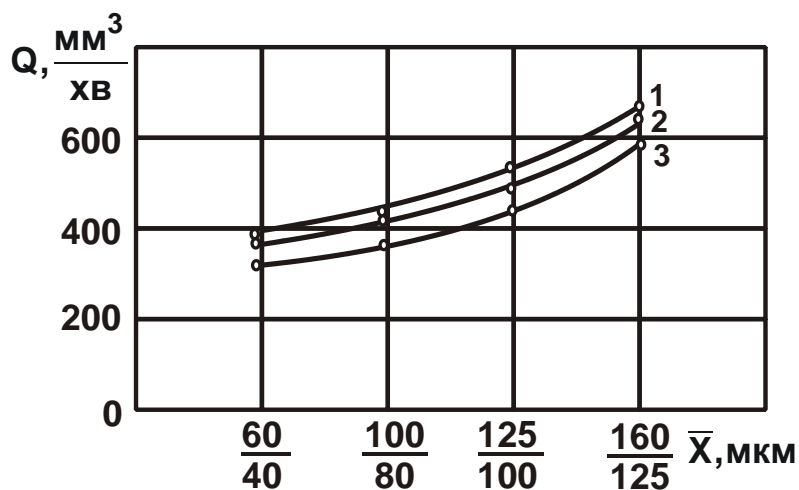


Рисунок 6.23 – Залежність продуктивності обробки Q від зернистості \bar{X} алмазних кругів 12A2 45° 150×10×3×32 AC6 4 на зв'язках:

- 1 – М1-01 (із електричним струмом); 2 – В2-01;
 3 – М1-01 (без електричного струму); $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/хв;
 $P_H = 70$ Н/см²; $I = 30$ А; $\tau = 4$ хв; МОР – 3-відсотковий розчин Na_2NO_3

Зі збільшенням зернистості продуктивність обробки безперервно збільшується, що є важливим чинником інтенсифікації процесу шліфування. Продуктивність обробки алмазним кругом на органічній зв'язці М2-01 більше продуктивності шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці (без застосування електроерозійного правлення) і менше продуктивності алмазного електроерозійного шліфування (крива 1 на рис. 6.23) у всьому досліджуваному діапазоні.

Для обґрунтування оптимальних умов обробки проведено оцінювання зносостійкості алмазних кругів. На рис. 6.24 показано кількість кілець, які прошліфовано одним алмазним кругом до його повного зношування під час знімання припуску величиною 0,15 мм.

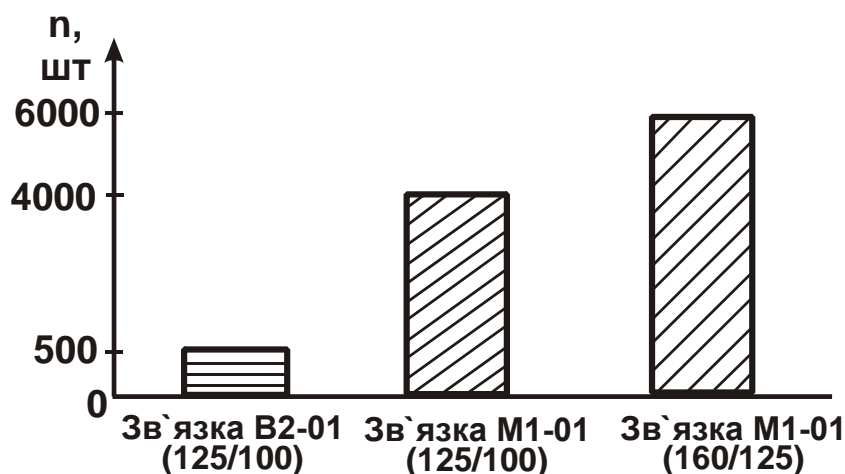


Рисунок 6.24 – Вплив типу зв'язки алмазного круга 12А2 45° 150×10×3×32 АС6 4 на кількість оброблених кілець до повного зношування алмазного круга: $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/хв; $P_H = 70$ Н/см²; МОР – 3-відсотковий розчин Na₂NO₃

Як видно, зносостійкість алмазного круга на металевій зв'язці М1-01 майже на порядок більше за зносостійкість алмазного круга на органічній зв'язці В2-01. Зі збільшенням зернистості алмазного круга на металевій зв'язці його зносостійкість збільшується. Цим доведено ефективність застосування крупнозернистих алмазних кругів, які, поряд зі збільшенням продуктивності обробки, забезпечують зменшення зношування.

Дослідження якості обробки в умовах торцевого алмазного шліфування здійснювали на основі визначення та аналізу параметра шорсткості обробленої поверхні R_a .

Як відомо, із усіх характеристик алмазного круга найбільше впливає на параметр шорсткості обробленої поверхні R_a зернистість круга. У зв'язку з цим проведено серію експериментів щодо встановлення зв'язку шорсткості обробленої поверхні із зернистістю алмазного круга. Виходячи із рис. 6.25, зі збільшенням зернистісті круга у межах 60/40 ... 200/160, параметр шорсткості обробленої поверхні R_a безперервно збільшується.

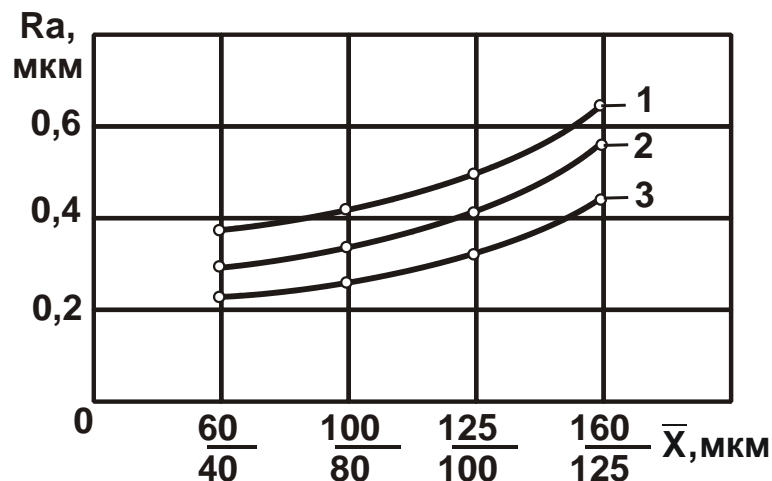


Рисунок 6.25 – Залежність параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від зернистісті \bar{X} алмазних кругів 12A2 45° 150×10×3×32 AC6 4 на зв'язках: 1 – M1-01 (із електричним струмом); 2 – M1-01 (без електричного струму); 3 – B2-01; $V_{кр} = 28$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/хв; $P_H = 70$ Н/см²; $I = 30$ А; $\tau = 4$ хв; МОР – 3-відсотковий розчин Na₂NO₃

Найбільших значень параметра R_a досягали під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці M1-01 із його безперервним правленням. У цьому випадку забезпечується найбільше виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки алмазного круга. Із одного боку, це створює умови підвищення продуктивності обробки завдяки більш глибокому впровадженню ріжучих зерен в оброблюваний матеріал. Із іншого боку, це приводить до збільшення глибин рисок-подряпин на обробленій поверхні та, відповідно, до збільшення параметра R_a . Ця закономірність справедлива, якщо порівнювати залежність 1 (рис. 6.25) із залежностями 2 і 3. Якщо порівнювати залежності 2 і 3 між собою, то дане пояснення не є правильним.

Наприклад, алмазний круг на органічній зв'язці В2-01, виходячи із рис. 6.23, забезпечує більш високу продуктивність обробки порівняно із алмазним кругом на металевій зв'язці М1-01 під час шліфуванні без застосування безперервного електроерозійного правлення. Очевидно, після обробки цим кругом має бути і більша висота мікронерівностей на обробленій поверхні. Однак, навпаки, більшу висоту мікронерівностей забезпечує алмазний круг на металевій зв'язці. Отже, у цьому випадку чинник "гостроти" зерен і висоти виступання їх над рівнем зв'язки алмазного круга не є визначальним.

Існує інший, важливіший чинник, що визначає аномальну закономірність. Органічна зв'язка допускає "утопання" в неї алмазних зерен під навантаженням у процесі шліфування. Різновисотне виступання зерен над рівнем зв'язки круга збільшує кількість одночасно працюючих зерен і зменшує глибини впровадження зерен в оброблюваний матеріал. Отже, зменшується параметр шорсткості обробки R_a , а завдяки збільшенню кількості зерен, що одночасно працюють, – збільшується продуктивність обробки. У даному випадку із двох протилежно діючих чинників – кількості одночасно працюючих зерен та глибин впровадження ріжучих зерен у оброблюваний матеріал – визначальним є перший, який не дозволяє зменшити продуктивність обробки у результаті явного зменшення глибин впровадження ріжучих зерен у оброблюваний матеріал та, відповідно, зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a .

Причому, цей чинник настільки значний, що нівелює ефект, створюваний під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, який пов'язаний із затупленням зерен і зменшенням глибин їх впровадження в оброблюваний матеріал та параметра шорсткості обробленої поверхні R_a .

Таким чином, алмазні круги на органічній зв'язці М2-01 мають важливу властивість, пов'язану із можливістю "утопання" зерен у зв'язку, що створює ефект обробки, який виражається у підвищенні продуктивності обробки та зменшенні параметра шорсткості обробленої поверхні R_a [47].

Структура композиції "твердий сплав "реліт" – мідь" – це вольфрамівий каркас, пори якого заповнено міддю (рис. 6.26). Мідь і вольфрам фактично не розчиняються один в одному ні в рідкому, ні в твер-

дому стані. Тверді сплави на основі WC мають просту кристалічну решітку, яка не розпадається під час нагрівання й відрізняється високою міцністю. Особливістю даного сплаву є те, що розмір зерна WC дорівнює 0,2 мм і вище, що утрудняє процес шліфування.



Рисунок 6.26– Мікроструктура композиції "твердий сплав "Реліт" – мідь"

Для визначення фазової сполуки проводили рентгенівські зйомки на дифрактометрі Дрон-2,0 у випромінюванні хромового анода оброблюваної поверхні й поверхні на глибині 5 мкм прошліфованої деталі (кільця). Умови шліфування відповідали наведеним на рис. 6.24 умовам для алмазного круга зернистістю 125/100 АС6 на металевій зв'язці М1-01. Дифрактограми записувалися автоматично під час безперервного обертання деталі й лічильника. На дифрактограмах досліджуваних поверхонь виявляються лінії тільки WC і Cu. Лінії досить сильні й ідентифікуються впевнено. Інтенсивність дифракційних ліній оброблюваної поверхні менше, що пояснюється різною чистотою поверхні.

Встановлено, що мікротвердість H деталі із навантаженням 100 г дорівнює 12268 МПа, а на глибині 5 мкм від обробленої поверхні деталі $H = 10623$ МПа. Залишкове орієнтоване напруження σ в деталі визначали рентгенографічним методом багаторазових похилих зйомок (« $\sin^2 \psi$ -метод») на дифрактометрі Дрон-1 у випромінюваннях хромового анода. Реєстрацію профілів дифракційних ліній здійснювали за точками – способом набору заданого числа імпульсів. Розрахунок напру-

ження у композиційному матеріалі показав наявність напруження розтягування, у карбідній фазі $\sigma = +244,3$ МПа; у міді напруження дорівнюють нулю.

Чистову обробку торцевих поверхонь кілець виконували за схемою притирання вільним абразивом (із використанням дрібнозернистих алмазних порошоків). Для оцінювання можливостей цієї схеми розроблено методику розрахунку умов обробки, яка забезпечує найменшу шорсткість поверхні, виходячи із умови реалізації граничних значень коефіцієнта $\alpha = a_z / \rho$ (де a_z – товщина зрізу; ρ – радіус округлення ріжучої кромки зерна), за якою процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування металу, тобто виходячи із енергетичного критерію. Залежність для розрахунку параметра шорсткості поверхні R_a містить зернистість алмазного порошку \bar{X} і коефіцієнт α :

$$R_a = 0,1 \cdot \alpha \cdot \bar{X}. \quad (6.65)$$

На рис. 6.27 показано дві області, отримані за залежністю (6.63) із використанням експериментальних даних професора Богомолова М. І. $\alpha = a_z / \rho = 0,04 \dots 0,08$ (область 1) і професора Крагельского І. В. $\alpha = 0,14 \dots 0,17$ (область 2).

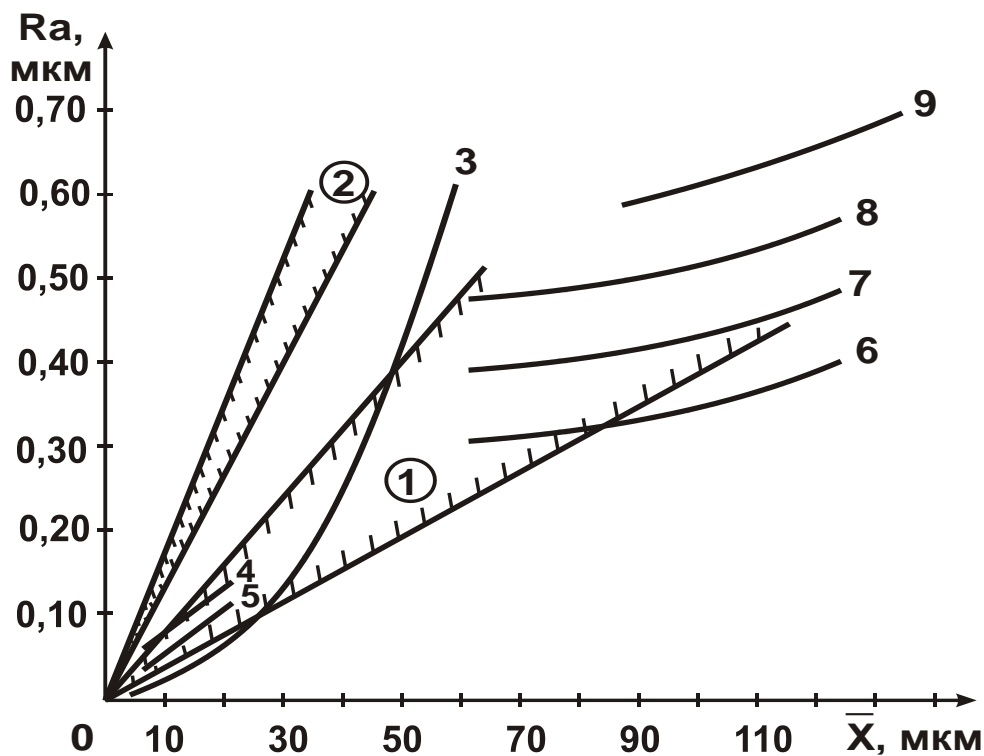


Рисунок 6.27 – Залежність параметра шорсткості R_a від зернистості \bar{X} алмазного круга

Експериментальні значення параметра R_a , які отримано під час притирання релітового шару кілець, потрапляють в область 1 (криві 4 і 5), тобто притирання здійснюється, за суттю, із граничними значеннями коефіцієнта α . У цю же область потрапляють значення параметра R_a , отримані під час торцевого алмазного шліфування (криві 6; 7; 8 на рис. 6.27), а також узяті з науково-технічної літератури за тематик алмазного доведення (крива 3) та алмазного шліфування (крива 9). Це дозволило за залежністю (6.65) розрахувати оптимальну зернистість, приймаючи $\alpha = 0,04 \dots 0,08$. Теоретично й експериментально встановлено, що застосування алмазного порошку ACM 7/5 – 5/3 на операції притирання забезпечує значення параметра $R_a < 0,1$ мкм і неплоскостність обробки – менше 0,9 мкм.

На основі отриманих результатів досліджень розроблено промислову технологію високоякісної алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту, що дозволяє збільшити міжремонтний період роботи електробурів в 3 – 4 рази і здійснювати ефективне буріння із гідромоторними долотами із перепадом тиску 10 МПа. Розроблена технологія дозволяє покращити умови праці та культуру виробництва, забезпечити безпеку життєдіяльності шліфувальників під час роботи.

6.7. Встановлення аналітичних взаємозв'язків між силою різання і продуктивністю обробки в умовах круглого зовнішнього поздовжнього алмазного шліфування

В інструментальному виробництві, де особливо ефективно застосування алмазних кругів під час шліфування твердосплавних інструментів, обробка і зараз здійснюється із використанням традиційних абразивних кругів. Це пов'язано із тим, що алмазні круги на металевих зв'язках в умовах високопродуктивного знімання матеріалу працюють дуже нестабільно. Використання додаткової електричної енергії у процесі шліфування не забезпечує високопродуктивного правлення (обробку) алмазного круга. У результаті він швидко затупляється, засаплюється і втрачає ріжучу здатність. Особливо це відноситься до алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках типу M2-01. Ці

алмазні круги мають надзвичайно високу зносостійкість, однак внаслідок недостатньої ріжучої здатності не дозволяють забезпечити необхідну продуктивність обробки.

Процес шліфування протікає із високою силовою і тепловою напруженістю, що негативно позначається на якості і точності обробки. Тому із метою підвищення ефективності обробки пропонується перейти від жорсткої схеми шліфування до пружної схеми, що здійснюється із постійним радіальним зусиллям. Це дозволяє регулювати силову і теплову напруженість процесу, покращує технологічні параметри шліфування. Однак, проблема забезпечення високої продуктивності обробки даним шляхом на практиці не вирішується. Виходячи із цього, слід розглянути можливості підвищення ефективності алмазного шліфування та провести теоретичний аналіз зміни тангенціальної і радіальної складових сили різання P_z і P_y під час шліфування, які описуються аналітичними залежностями:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (6.66)$$

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{ш}}}, \quad (6.67)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

усіма одночасно працюючими зернами круга, м²;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

$K_{\text{ш}} = P_z/P_y$ – коефіцієнт шліфування.

Із урахуванням залежності (1.5) для визначення умовного напруження різання σ , залежності $K_{\text{різ}} = K_{\text{ш}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}} \cdot (1 - \eta)}$, наведеної у п. 6.4, залежностей (6.66) і (6.67) приймать вигляд:

$$P_z = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV} \cdot \sigma_{\text{ст}}}{(1 - \eta)}} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}; \quad (6.68)$$

$$P_y = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}{2 \cdot (1 - \eta)} \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (6.69)$$

Під час шліфування за жорсткою схемою (за умови $Q = \text{const}$) складові сили різання P_z і P_y зі збільшенням коефіцієнта $\eta \rightarrow 1$

необмежено збільшуються. Це узгоджується із експериментальними даними, за якими в процесі шліфування в міру затуплення круга (тобто зі збільшенням коефіцієнта $\eta \rightarrow 1$) сила різання суттєво збільшується, в системі з'являються вібрації і здійснення процесу шліфування в таких умовах стає неефективним.

Основною умовою зменшення сили різання за заданою продуктивністю обробки Q є підвищення "гостроти" ріжучих зерен (зменшення коефіцієнта η). Значний ефект у цьому напрямі досягається від застосування алмазного електроерозійного шліфування. Однак, як показує практика, стабілізувати коефіцієнт η в процесі високопродуктивного шліфування не вдається – із часом обробки він постійно збільшується, що приводить до збільшення тангенціальної та радіальної складових сили різання P_z і P_y . У цих умовах важливо знайти таке рішення, яке дозволило б нівелювати суттєвий вплив коефіцієнта η на силу різання (складові сили різання P_z і P_y). Судячи із наведених залежностей (6.68) і (6.69), коефіцієнт η меншою мірою впливає на P_z , ніж на P_y . Отже, в процесі шліфування більш ефективно зафіксувати тангенціальну складову сили різання P_z , тобто обробку здійснювати за пружною схемою із фіксованою силою P_z . Це призведе до меншого зменшення продуктивності обробки Q із часом шліфування (у зв'язку зі збільшенням коефіцієнта η в умовах алмазного електроерозійного шліфування) порівняно із пружною схемою при $P_y = \text{const}$. Однак реалізувати на практиці пружну схему шліфування із $P_z = \text{const}$ значно складніше, ніж пружну схему із $P_y = \text{const}$. Одним з ефективних варіантів реалізації даної схеми можна розглядати схему глибинного плоского або круглого (зовнішнього і внутрішнього) шліфування. У даному випадку глибина шліфування t і ширина шліфування B задаються незмінними величинами. Тоді із урахуванням виразу $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ (де $V_{\text{дет}}$ – швидкість деталі, м/с) залежності (6.68) і (6.69) приймуть вигляд:

$$P_z = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV} \cdot \sigma_{\text{ст}}}{(1 - \eta)}} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}; \quad (6.70)$$

$$P_y = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \text{HV}}{2 \cdot (1 - \eta)} \cdot \frac{B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}}. \quad (6.71)$$

Як витікає із залежності (6.70), зі збільшенням коефіцієнта η за заданих значень P_z , B , t буде зменшуватися швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, що призведе до зменшення продуктивності обробки Q . Однак, зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ буде не настільки значно, оскільки величини $(1-\eta)$ і швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ входять в залежність (6.70) із різними ступенями. Тут важливо домогтися того, щоб збільшення коефіцієнта η не виходило за певну межу, після перевищення якої величина $(1-\eta)$ стає відносно невеликою і призводить до різкого зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ й, відповідно, продуктивності обробки Q .

Таким чином, підвищити ефективність алмазного електроерозійного шліфування за умови використання пружної схеми $P_z = \text{const}$ можна, обмежуючи верхню межу зміни коефіцієнта η . Це досягається, наприклад, періодичним перериванням процесу шліфування на час електроерозійного правлення для відновлення ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці.

За умови використання пружної схеми із $P_y = \text{const}$, очевидно, що змінною величиною в процесі шліфування буде не швидкість деталі $V_{\text{дет}}$, а глибина шліфування t . При цьому, швидкість деталі $V_{\text{дет}} = \text{const}$. У даному випадку в результаті збільшення в процесі шліфування коефіцієнта η (за заданих значень P_y , B , $V_{\text{дет}}$) буде безперервно зменшуватися глибина шліфування t . Причому, значно інтенсивніше, ніж швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ під час шліфування за пружною схемою із $P_z = \text{const}$, оскільки величини $(1-\eta)$ і t входять в залежність (6.71) із однаковим ступенем.

Наведений теоретичний аналіз показує найбільш ефективні сфери застосування алмазного електроерозійного шліфування, коли із часом обробки не вдається стабілізувати ріжучу здатність інструменту, наприклад, алмазного круга на високоміцній металевій зв'язці М2-01.

Під час шліфування алмазним кругом на менш твердій металевій зв'язці М1-01 процес може протікати достатньо стабільно в режимі самогострювання. У цьому випадку можна стверджувати щодо стабілізації коефіцієнта η із часом обробки і переваги застосування жорсткої схеми шліфування ($Q = \text{const}$). Тангенціальна і радіальна складові си-

ли різання P_z і P_y , виходячи із залежностей (6.70) і (6.71), будуть постійними в процесі шліфування. Тому немає необхідності в застосуванні пружної схеми шліфування із $P_y = \text{const}$, а конструктивно простіше реалізувати на верстаті жорстку схему шліфування.

Порівнюючи складові сили різання P_z і P_y , відповідно до залежностей (6.68) і (6.69), видно, що тангенціальна складова сили різання P_z визначається добутком параметрів $HV \cdot \sigma_{\text{ст}}$, а радіальна складова сили різання P_y – лише твердістю HV . Очевидно, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV радіальна складова сили різання P_y буде пропорційно збільшуватися, а тангенціальна складова сили різання P_z – збільшуватися з меншою інтенсивністю, оскільки збільшення параметра $\sigma_{\text{ст}}$ менш інтенсивне, ніж параметра HV . Отже, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу HV важливо зменшити радіальну складову сили різання P_y . Ефективним вирішенням слід розглядати збільшення швидкості круга $V_{\text{кр}}$, тобто чим твердіше оброблюваний матеріал, тим більше повинна бути швидкість круга.

Зроблені теоретичні висновки підтверджуються практикою шліфування. Встановлено, що застосування круглого зовнішнього шліфування за пружною схемою із $P_z = \text{const}$ дозволяє підвищити продуктивність обробки. При цьому алмазний круг на металевій зв'язці більш тривалий час зберігає відносно високу ріжучу здатність в умовах електроерозійного шліфування. Крім того, ця схема дозволяє усунути вібрації, які практично не усуваються під час шліфування за пружною схемою із $P_y = \text{const}$, особливо за невисокої ріжучої здатності круга.

Звичайно, запропоновані рішення є "напівзаходами", оскільки спрямовані лише на зниження негативної ролі затуплення круга (коефіцієнта η) у формуванні параметрів P_z і P_y під час шліфування за жорсткою схемою або у формуванні продуктивності обробки Q під час шліфування за пружною схемою. Безсумнівно, головне завдання полягає в забезпеченні стійкої стабілізації гостроти алмазного круга (коефіцієнта η) в процесі високопродуктивного електроерозійного шліфування. Однак, це вимагає високої концентрації електричної енергії в одиницю часу, яку необхідно підвести в зону різання.

Висновки до розділу 6

1. У роботі проведено теоретичний аналіз продуктивності механічної обробки та обґрунтовано умови її підвищення. Показано, що всі можливі способи механічної обробки різанням залежно від добутку швидкості різання і площі поперечного перерізу зрізу можна поділити на три принципово різні варіанти. Перший варіант механічної обробки відбувається за великих площ перерізу зрізів та малій швидкості різання. Тут головним обмежуючим чинником режимів різання є міцність ріжучого інструменту. Цей варіант охоплює область обробки матеріалів лезовими ріжучими інструментами. Другий варіант механічної обробки відбувається із великими швидкостями і малими товщинами зрізів. Цей варіант охоплює область абразивної обробки та супроводжується високою теплонапруженістю і відносно малими навантаженнями. Для його здійснення необхідно використовувати матеріали із високими теплофізичними властивостями, які дозволяють витримувати високі температури різання або забезпечувати швидке відведення теплоти із зони різання. Третій варіант обробки займає проміжне положення. Розрахунками встановлено, що в узагальненому вигляді продуктивність механічної обробки залежить від коефіцієнта різання, рівного відношенню тангенціальної і радіальної складових сили різання: чим він більше, тим більше продуктивність і менше температура різання. Отже, досягти значного збільшення продуктивності механічної обробки можна за першим варіантом, який охоплює область обробки матеріалів лезовими ріжучими інструментами.

2. Виконано розрахунок механічних напружень у ріжучому клині інструменту та проведено оцінювання його запасу міцності в процесі різання. Встановлено, що під час лезової обробки міцність і, відповідно, твердість інструментального матеріалу повинні у декілька разів перевищувати міцність (твердість) оброблюваного матеріалу. Під час абразивної обробки значення міцності (твердості) інструментального і оброблюваного матеріалів можуть бути рівні.

3. Обґрунтовано умови підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування. Показано значний вплив на продуктивність обробки виду зв'язки алмазного круга. Так, під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці для підвищення продуктивності обробки необхідно забезпечити збільшене виступання зерен над рівнем зв'язки шля-

хом застосування безперервного або періодичного електроерозійного правлення алмазного круга. При цьому встановлено існування екстремального значення сили електричного струму, за якого інтенсивність електроерозійного правлення алмазних кругів максимальна. Показано, що під час шліфування алмазним кругом на більш м'якій зв'язці підвищити продуктивність обробки можна збільшенням кількості працюючих зерен, наприклад, завдяки можливості їх "утопання" у зв'язку круга.

3. У роботі наведено результати розроблення ефективного технологічного процесу алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту, який забезпечує підвищення продуктивності обробки та високу якість оброблюваних поверхонь. Для цього теоретично обґрунтовано параметри технологічних операцій. Так, на основі аналітичної моделі собівартості обробки під час плоского шліфуванні встановлено, що за відношенням часу обробки до повного зношування абразивного і алмазного кругів, рівним 1,52, значення собівартості обробки для двох варіантів однакові. Зі збільшенням цього відношення до 10, яке має місце в умовах глибинного шліфування, собівартість алмазного шліфування до 3-х разів менше, ніж абразивного шліфування. Теоретично обґрунтовано оптимальний варіант технологічного маршруту обробки, який включає технологічні операції попереднього плоского алмазного шліфування пакета кілець, напівчистового торцевого алмазного шліфування кільця, що обертається, і притирання алмазним порошком пакета кілець. Введення технологічної операції торцевого алмазного шліфування дозволяє якісно підготувати оброблювану поверхню до наступної операції притирання та зменшити припуски, трудомісткість операції притирання і витрату алмазного порошку. Теоретично обґрунтовано можливість значного підвищення продуктивності і зменшення шорсткості та неплоскості обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець завдяки застосуванню схеми урізного торцевого алмазного шліфування торця кільця, що обертається.

4. Аналітично визначено сили різання під час круглого зовнішнього поздовжнього алмазного шліфування за жорсткою і пружною схемами. Теоретично обґрунтовано умови, за якими затуплення ріжучих зерен круга меншою мірою впливає на збільшення сили різання за заданою продуктивністю обробки. Показано ефективність застосування в цьому напрямі пружної схеми круглого зовнішнього шліфування із фіксованим тангенціальним зусиллям.

Висновки

У роботі теоретично та експериментально обґрунтовано основні напрями підвищення показників якості, точності і продуктивності механічної обробки на основі зменшення силової і теплової напруженостей процесів різання лезовими та абразивними інструментами. Розроблено узагальнені математичні моделі визначення основних фізичних та технологічних параметрів процесу різання, включаючи енергоємність обробки (умовне напруження різання), сили і температуру різання, параметри шорсткості обробленої поверхні та точності обробки. Проведено оптимізаційні розрахунки параметрів режимів різання, характеристик ріжучих інструментів та інших умов обробки за критеріями найбільшої продуктивності та заданих значень параметрів якості і точності обробки. Це дозволило виявити і обґрунтувати основні чинники процесів різання, які визначають умови суттєвого підвищення ефективності механічної обробки.

Показано, що найбільшого ефекту обробки можна досягти завдяки зменшенню енергоємності обробки (умовного напруження різання) шляхом застосування сучасних методів лезової обробки. Теоретично і експериментально встановлено, що ці методи характеризуються значно меншими значеннями енергоємності обробки (умовного напруження різання) порівняно із методами шліфування та дозволяють досягти більш високих показників продуктивності та якості обробки. Особливо це відноситься до сучасних методів лезової обробки, які здійснюються на сучасних високооберткових металорізальних верстатах із числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "обробний центр" із застосуванням високопродуктивних ріжучих лезових і керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями. Їх впровадження на промислових підприємствах дозволило значно покращити техніко-економічні показники обробки та вийти на створення високоточних виробів, які є основою створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції.

Враховуючи відносно низькі показники продуктивності та якості обробки під час шліфування порівняно із сучасними методами фінішної лезової обробки, у роботі основну увагу приділено теоретичному обґрунтуванню умов підвищення ефективності процесів шліфування. Для цього отримано нові теоретичні рішення щодо шляхів зменшення тем-

ператури шліфування на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок і до оброблюваної деталі. Показано, що наявність інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом приводить до значного збільшення енергоємності обробки, температури шліфування та, відповідно, зменшення продуктивності обробки. У цих умовах важливим напрямом підвищення ефективності обробки слід розглядати застосування переривчастого шліфування, під час якого завдяки ударно-циклічній взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю відбувається, свого роду, безперервне правлення шліфувального круга. У результаті значно підвищується ріжуча здатність переривчастого круга, зменшуються енергоємність обробки і температура шліфування та, відповідно, підвищується продуктивність обробки. На цій основі встановлено ефективність застосування глибинного переривчастого шліфування, яке характеризується значними технологічними можливостями із точки зору як зменшення температури шліфування, так і зменшення енергоємності та підвищення продуктивності обробки.

Розрахунками встановлено, що існує оптимальне відношення довжин робочого виступу і западини переривчастого круга, за досягненням якого температура шліфування приймає мінімальне значення.

Слід зазначити, що у науково-технічній літературі таке відношення не встановлено. Тому, практична реалізація даного теоретичного рішення відкриває нові технологічні можливості підвищення ефективності застосування процесів шліфування не тільки на кінцевих (фінішних) операціях, а і на попередніх високопродуктивних операціях. Це дозволяє в ряді випадків об'єднати попередню і кінцеву (фінішну) операції в одну операцію і, таким чином, підвищити продуктивність і якість обробки, а за можливістю – здійснити повну механічну обробку без застосування методів лезової обробки.

У роботі наведено узагальнену математичну модель визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі шліфування із застосуванням теоретико-імовірнісного підходу. Теоретично обґрунтовано можливість визначення за цим підходом не тільки параметра шорсткості поверхні R_a , а й параметра шорсткості поверхні R_{max} , оскільки у даному разі імовірнісна функція розподілу знятого матеріалу із оброблюваної деталі має вигляд експонентної функції, яка лише асимптотично наближається до нульового значення. У результаті і па-

раметр R_{\max} із цієї точки зору теж є нескінченною величиною ($R_{\max} \rightarrow \infty$), що не відповідає експериментальним даним. Тому в роботі розрахунками встановлено, що функція розподілу знятого матеріалу із оброблюваної деталі фактично розділяє мікропрофіль оброблюваної поверхні на дві рівні частини. Знання положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні дозволяє із достатньою точністю визначити параметр R_{\max} та, відповідно, відношення параметрів R_{\max} і R_a , чого риніше в науково-технічній літературі не наводилося.

Теоритчно встановлено, що зміна відношення параметрів R_{\max} і R_a під час шліфування відбувається в межах 4 ... 6, що підтверджується відповідними експериментальними значеннями. Також встановлено, що під час абразивного полірування це відношення може бути значно більше у результаті розкиду зернистостей у партії абразивних зерен, хоча при цьому параметр R_a приймає значно менші значення порівняно із процесом шліфування. На цій основі теоретично і експериментально обґрунтовано умови підвищення ефективності застосування абразивного полірування на операціях обробки деталей із оптичними характеристиками (із метою підвищення світловідбиваючої здатності поверхневих шарів деталей) завдяки розробленню нових складів робочого абразивного середовища.

Параметри точності обробки під час шліфування розглянуто із позицій управління пружними переміщеннями, виникаючими в технологічній системі, оскільки вони є визначальними у формуванні параметрів точності обробки. Для цього на основі розроблених математичних моделей визначення пружних переміщень встановлено оптимальні цикли шліфування, які забезпечують підвищення продуктивності за заданої точності обробки. Показано, що найбільш ефективним циклом є цикл, яких включає лише етап виходжування із заданим початковим натягом у технологічній системі. Він забезпечує найбільшу продуктивність обробки, однак вимагає застосування абразивних кругів із високою ріжучою здатністю, оскільки від цього залежить величина припуску, який можна зняти в процесі виходжування.

У роботі розкрито особливості формування параметрів точності обробки в умовах переривчастого шліфування, коли ріжучі виступи переривчастого круга періодично контактують із оброблюваною деталлю. Розрахунками встановлено, що в цьому разі виникає явище ударного

резонансу, яке залежить від часу контакту ріжучого виступа переривчастого круга і часу переривання процесу шліфування за період проходження западини переривчастого круга над зоною контакту. Встановлено, що існує безліч резонансних станів технологічної системи, тобто безліч нестійких зон параметрів обробки. Тому для здійснення ефективного процесу переривчастого шліфування необхідно виконати правильний вибір значень часу контакту ріжучого виступа переривчастого круга і часу переривання процесу шліфування. Показано, що найбільш ефективним засобом зменшення коливань у нестійких зонах під час переривчастого шліфування слід розглядати збільшення дисипативних сил за допомогою різних гасників коливань, наприклад, запропонованих у роботах професора Якімова О. В.

Наведено теоретичні рішення щодо забезпечення умов підвищення продуктивності під час лезової і абразивної обробок. Показано, що це досягається управлінням контактними процесами під час механічної обробки, в першу чергу, шляхом зменшення інтенсивності тертя в зоні різання. На цій основі отримано аналітичні залежності для визначення продуктивності обробки і встановлено, що збільшити її можна, головним чином, збільшенням коефіцієнта різання, який дорівнює відношенню тангенціальної і радіальної складових сили різання. Із фізичної точки зору дане відношення визначає напрям дії сумарної сили різання. Так, розрахунками встановлено, що чим більше дане відношення, тим менше відрізняються напрям дії сумарної сили різання і напрям руху ріжучого інструменту та тим менше енергоємність обробки (умовне напруження різання) й, відповідно, більше продуктивність обробки. Це відбувається завдяки зменшенню сили тертя в зоні різання, що є визначальним чинником досягнення максимально можливої продуктивності обробки, оскільки за даною умовою енергоємність обробки, сила і температура різання приймають найменші значення.

На основі отриманих теоретичних рішень розроблено ефективний технологічний процес алмазно-абразивної обробки торцевих поверхонь ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту, який забезпечує підвищення продуктивності обробки та високу якість оброблюваних поверхонь. Основний ефект обробки досягнуто завдяки застосуванню високопродуктивних і високоякісних процесів алмазного електроерозійного шліфування, особливо, процесу урізного торцевого алмазного шліфування торця кільця, що обертається.

Список використаних джерел

1. Алмазна обробка : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Беззубенко М. К. Підвищення ефективності алмазного шліфування шляхом введення до зони обробки додаткової енергії у формі електричних розрядів : автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / М. К. Беззубенко. – Харків, 1995. – 56 с.
3. Богомолів М. І. Зносостійкість алмазних зерен при мікрорізанні титанового сплаву ВТ8 / М. І. Богомолів // Надтверді матеріали. – 1980. – № 4. – С. 43–44.
4. Братан С. М. Технологічні основи забезпечення якості і підвищення стабільності високопродуктивного чистового та тонкого шліфування: автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.02.08 / С. М. Братан. – Одеса, 2006. – 35 с.
5. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.
6. Высокопроизводительная чистовая лезвийная обработка деталей из сталей высокой твердости / С. А. Клименко, А. С. Манохин, М. Ю. Копейкина и др.; под ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ имени В. Н. Бакуля, 2018. – 304 с.
7. Гасанов М. І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / М. І. Гасанов. – Харків, 1999. – 17 с.
8. Грабченко А. І. Розширення технологічних можливостей алмазного шліфування. – Харків: Вища шк. Вид-во при Харк. ун-ті, 1985. – 184 с.
9. Гусарєв В. С. Дослідження питомої роботи формоутворення при то-чінні / В. С. Гусарєв, Ю. В. Яровий // Праці Одеського політехнічного університету. – Одеса: ОНПУ, 2010. – Вип. 1(33) – 2(34). – С. 61–65.
10. Гусарєв В. С. Моделі процесів. Алгоритми. Структури технологічних машин : наукове видання / В. С. Гусарєв. – Одеса: Вид-во "Печатний дім", 2018. – 227 с.
11. Евтушенко В. О. Обробка отворів у важкооброблюваних матеріалах розвертками із різнонаклонними зубами: дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / В. О. Евтушенко. – Київ: КПІ, 1986. – 260 с.

12. Жовтобрюх В. О. Ефективне застосування ріжучих інструментів в умовах високошвидкісної обробки / В. О. Жовтобрюх // Фізичні та комп'ютерні технології : Праці 21-ої міжнар. наук.-техн. конф., 24–25 грудня 2015 р., Харків. – Дніпропетровськ: ЛІРА, 2016. – С. 22–25.
13. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій за критерієм собівартості : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. О. Жовтобрюх. – Маріуполь, 2012. – 21 с.
14. Жовтобрюх В. О. Розроблення і впровадження ефективних технологічних процесів механічної обробки // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якімова О. В. / В. О. Жовтобрюх. – Дніпропетровськ: ЛІРА. 2015. – С. 92–105.
15. Захаренко І. П. Основи алмазної обробки твердосплавного інструменту / І. П. Захаренко. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.
16. Зношування шліфувальних кругів з переривчастою робочою поверхнею / О. Якімов, Л. Бовнегра, С. Уминський, В. Тонконогий, Ю. Смирнова // Різання та інструменти в технологічних системах. – Харків: НТУ "ХПІ", 2020. – Вип. 92. – С. 197–207.
17. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова, С. А. Клименко. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.
18. Интегрированные процессы обработки материалов резанием : учебник [для высш. учебн. заведений] / А. И. Грабченко, В. А. Залого, Ю. Н. Внуков и др.; под общ. ред. А. И. Грабченко и В. А. Залого. – Сумы: Университетская книга, 2017. – 451 с.
19. Інноваційний розвиток сучасних технологій : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, В. С. Гусарєв, В. Б. Наддачин, О. О. Якімов, О. О. Анділахай, О. С. Сергєєв, Д. Ф. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2021. – 480 с.
20. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
21. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др.; под ред. А. А. Сагарды. – Київ: Наук. думка, 1979. – 244 с.

22. Кленов О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / О. С. Кленов. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
23. Ковальчук О. М. Оптимізація структури і параметрів операцій шліфування відповідальних валів приводів шахтних конвеєрів / О. М. Ковальчук. – Дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08. – Одеса: ОНПУ, 2008. – 204 с.
24. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки : монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
25. Лавріненко В. І. Надтверді абразивні матеріали в механообробці : енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков / Під заг. ред. академіка НАНУ М. В. Новікова. – Київ: ІНМ НАН України, 2013. – 456 с.
26. Мануйленко В. М. Умови ефективного застосування високошвидкісної обробки / В. М. Мануйленко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 279–283.
27. Моделювання систем : монографія / Г. О. Оборський, О. Ф. Дащенко, А. В. Усов та ін. – Одеса: Астропринт, 2013. – 664 с.
28. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфування : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. В. Нежебовський. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
29. Новіков Г. В. Аналітична модель силової напруженості процесу різання зі змінною товщиною зрізу / Г. В. Новіков // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. НТУ "ХПІ". – Харків, 2004. – Вип. 2(9) – С. 149–154.
30. Новіков Г. В. Аналітичні залежності механіки різання матеріалів / Г. В. Новіков // Фізичні та комп'ютерні технології в народному господарстві: Праці 9-ої міжнар. наук.-техн. конф., 3–4 червня 2004 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2004. – С. 3–7.
31. Новіков Г. В. Елементи теорії енергоємності процесів механічної обробки / Г. В. Новіков // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.

32. Новіков Г. В. Задачі точності і продуктивності обробки в технології машинобудування / Г. В. Новіков // Авіаційно-космічна техніка і технологія : Праці Державного аерокосмічного університету імені М. Є. Жуковського. – Вип. 14. – Харків: "ХАІ", 2000. – С. 31–35.
33. Новіков Г. В. Математична модель формування пружних переміщень при механічній обробці / Г. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. пр. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2005. – № 24. – С. 149–157.
34. Новіков Г. В. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування деталей із високоміцними покриттями : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Г. В. Новіков. – Одеса : ОПІ, 1990. – 19 с.
35. Новіков Г. В. Підвищення точності і продуктивності механічної обробки / Г. В. Новіков // Вісник Інженерної Академії України. – Київ, Спец. випуск, 2000. – С. 112–115.
36. Новіков Г. В. Про механізм стружкоутворення при різанні матеріалів / Г. В. Новіков // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – 2003. – Вип. 18. – С. 51–58.
37. Новіков Г. В. Роль пружних переміщень при механічній обробці у виправленні погрішностей форми заготовки / Г. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. пр. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2005. – № 23. – С. 159–169.
38. Новіков Ф. В. Аналітичне визначення параметрів шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. В. Нежебовський // Нові та нетрадиційні технології в ресурсо- та енергозбереженні : матеріали наук.-техн. конф., 19–20 травня 2009, Одеса. – Київ: АТМ України, 2009. – С. 140–144.
39. Новіков Ф. В. Аналітичне визначення температури різання при лезовій обробці / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2016. – № 33 (1205). – С. 133–138.
40. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.
41. Новіков Ф. В. Інноваційні технології та їх застосування : навч. посібник / Новіков Ф. В., Новіков Д. Ф., Жовтобрюх В. О. – Дніпро: ЛІРА. – 2024. – 628 с.
42. Новіков Ф. В. Кінематика формоутворення торцевої поверхні обертаючого кільця при шліфуванні / Ф. В. Новіков, В. П. Ткаченко // Фі-

зичні та комп'ютерні технології в народному господарстві : Праці 7-ої міжнар. наук.-техн. конф., 27–28 травня 2003 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2003. – С. 29–33.

43. Новіков Ф. В. Математична модель визначення температури при шліфуванні на основі урахування балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь / Ф. В. Новіков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.
44. Новіков Ф. В. Математична модель визначення шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. В. Нежебовський, В. Г. Шкурूपій // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ", 2013. – № 5 (979). – С. 199–210.
45. Новіков Ф. В. Оптиміальні рішення в технології машинобудування : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, В. Г. Шкурूपій. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 424 с.
46. Новіков Ф. В. Оптимізація структури процесу зняття припуску при механічній обробці / Ф. В. Новіков, О. М. Ковальчук // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Харків: НТУ "ХПІ". – 2005. – № 37. – С. 169–176.
47. Новіков Ф. В. Основи математичного моделювання технологічних процесів механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 400 с.
48. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурूपій. – Харків : Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с.
49. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.
50. Новіков Ф. В. Підвищення ефективності технології фінішної обробки деталей пар тертя поршневих насосів / Ф. В. Новіков, С. М. Яценко // Фізичні та комп'ютерні технології : Праці міжнар. наук.-техн. конф., 19–20 квітня 2007 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2007. – С. 8–20.
51. Новіков Ф. В. Підвищення якості обробки при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні спеціальних твердосплавних інструментів

- / Ф. В. Новіков, С. О. Дитиненко // Різання та інструменти у технологічних системах : Міжнар. наук.-техн. збірник. – Харків: НТУ "ХПІ", 2004. – Вип. 67. – С. 74–85.
52. Новіков Ф. В. Розроблення теоретичного підходу до визначення температури різання при шліфуванні та умов її зменшення / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія : Технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць / Нац. техн. ун-т "Харків. політехн. ін-т". – Харків : НТУ "ХПІ", 2022. – № 2 (6) 2022. – С. 96–103.
53. Новіков Ф. В. Спрощений розрахунок температури різання при шліфуванні і лезовій обробці / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник НТУ "ХПІ". Серія : Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2017. – № 17 (1239). – С. 87–92.
54. Новіков Ф. В. Теоретико-імовірнісний підхід у теорії шліфування [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 484 с.
55. Новіков Ф. В. Теоретичне обґрунтування умов підвищення ефективності високошвидкісної обробки / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2014. – №42 (1085). – С. 106–111.
56. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
57. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин : монографія. – Харків : Вид. ХНЕУ. – 2013. – 384 с.
58. Новіков Ф. В. Теплові та механічні процеси металообробних технологій [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 412 с. <http://repository.hneu.edu.ua/handle/123456789/28244>
59. Новіков Ф. В. Технології створення машин : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2023. – 484 с.
60. Новіков Ф. В. Технологія і теорія прецизійної обробки твердосплавних інструментів алмазними кругами на металевих зв'язках / Ф. В. Новіков, С. О. Дитиненко // Фізичні та комп'ютерні технології: Праці 8 міжнар. наук.-техн. конф., 9–10 грудня 2003 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2003. – С. 34–39.

61. Новіков Ф. В. Умови зменшення енергоємності та підвищення продуктивності механічної обробки / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія : Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2017. – № 17 (1239). – С. 38–44.
62. Новіков Ф. В. Умови формування шорсткості поверхні при алмазно-абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. П. Ткаченко // Різання та інструменти у технологічних системах. – Харків: ХДПУ, 2001. – Вип. 60. – С. 171–176.
63. Новіков Ф. В. Фізичні та кінематичні основи високопродуктивного алмазного шліфування : автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.03.01 / Ф. В. Новіков. – Одеса, 1995. – 36 с.
64. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2012. – 304 с.
65. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общ. ред. С. А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
66. Пермяков О. А. Синтез технологічних параметрів високопродуктивної обробки зубчастих рейок спареними фрезами / О. А. Пермяков, О. О. Ключко, Ю. А. Синица // Вісник Нац. техн. ун-ту "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2017. – № 17 (1239). – С. 71–77.
67. Пижов І. М. Силові характеристики процесу шліфування ПНТМ у режимі самозаточування алмазних кругів / І. М. Пижов, В. О. Федорович, І. В. Волошкіна // Різання та інструменти в технологічних системах : Міжнар. наук.-техн. зб. – Харків: НТУ "ХПІ", 2018. – Вип. 88. – С. 193–203.
68. Полянський В. І. Закономірності формування і зниження температури різання при механічній обробці / В. І. Полянський // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. пр. – Маріуполь: ДВНЗ "ПДТУ", 2019. – Вип. 39. – С. 119–126.
69. Полянський В. І. Теоретичне обґрунтування умов високоточної та високопродуктивної механічної обробки деталей машин / В. І. Полянський // Вісник Нац. техн. ун-ту "ХПІ" : зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т "Харків. політехн. ін-т". – Харків: НТУ "ХПІ", 2019. – № 11 (1336), 2019. – С. 65–69.

70. Полянський В. І. Технологічне забезпечення якості та продуктивності механічної обробки отворів у деталях гідроапаратури : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. І. Полянський. – Харків, 2012. – 221 с.
71. Проволоцький О. Є. Струйно-абразивна обробка деталей машин / О. Є. Проволоцький. – Київ: Техніка, 1989. – 277 с.
72. Рогов В. В. Инструмент из синтетических алмазов для ограночного шлифования и полирования / В. В. Рогов, В. Н. Пепельнюк, В. В. Абрамов // Сверхтвердые материалы. – 1986, № 4. – С. 57–58.
73. Рибицький В. А. Алмазне шліфування твердих сплавів / В. А. Рибицький; від. ред. А. О. Сагарда. – Київ: Наук. думка, 1980. – 224 с.
74. Рябенков І. О. Оцінка впливу інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування / І. О. Рябенков, Ф. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. праць. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2014. – №43(1086). – С. 143–147.
75. Рябенков І. О. Теоретичні дослідження енергоємності механічної обробки та визначення умов її зменшення / І. О. Рябенков, Ф. В. Новіков // Вісник НТУ "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2014. – № 44(1087). – С. 145–150.
76. Сагарда А. О. Алмазно-абразивна обробка деталей машин / А. О. Сагарда, І. Х. Чеповецький, Л. Л. Мішнаєвський. – Київ: Техніка, 1974. – 179 с.
77. Сергєєв О. С. Підвищення якості обробки при шліфуванні шляхом зменшення шорсткості поверхні / О. С. Сергєєв, С. О. Дитиненко, Ф. В. Новіков // Вісник Нац. техн. ун-ту "Харківський політехнічний інститут". Зб. наук. пр. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ "ХПІ", 2019. – № 12 (1337). – С. 70–75.
78. Сергєєв О. С. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні при абразивній обробці / О. С. Сергєєв, Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій // Перспективні технології та прилади. Збірник наукових праць. – Луцьк: Луцький НТУ, 2019. – Вип. 15. – С. 75–80.
79. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.

80. Синтетичні алмази в машинобудуванні / Під ред. В. М. Бакуля. – Київ: Наук. думка, 1976. – 351 с.
81. Синтетичні надтверді матеріали: В 3-х томах / Редкол.: М. В. Новіков (від. ред.) та ін. – Київ: Наук. думка, 1986. – Т. 3. Застосування синтетичних надтвердих матеріалів. – 280 с.
82. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
83. Сучасні технології і технічне переозброєння підприємств : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, О. О. Анділахай, Д. Ф. Новіков, В. І. Полянський. – Дніпро : ЛІРА, 2018. – 400 с.
84. Степанов М. С. Порівняльний аналіз енергії різання під час використання різних схем шліфування / М. С. Степанов, Ю. В. Тимофєєв, В. А. Фадєєв // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 108–112.
85. Теоретичні основи різання та шліфування матеріалів : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, Б. С. Серов, О. О. Якимов. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 450 с.
86. Теоретичні основи технології машинобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов та ін. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
87. Теплові та механічні процеси при різанні металів : навч. посібник / Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков та ін. – Одеса: ОДПУ, 1997. – 179 с.
88. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник, Д. В. Іоргачов. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
89. Техніко-економічне обґрунтування сучасних технологій виробництва : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, О. А. Єрмоленко, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 256 с.
90. Технологічні методи підвищення зносостійкості деталей машин / Е. В. Рижов. – Київ: Наук. думка, 1984. – 272 с.
91. Технологические основы зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес : монография / А. А. Клочко [и др.]. – Краматорск: ДГМА, 2014. – 479 с.

92. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якімов та ін. – Одеса : Астропринт, 2001. – 608 с.
93. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 1. Механіка різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
94. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 2. Теплофізика різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
95. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 3. Різання матеріалів лезовими інструментами. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 546 с.
96. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 4. Теорія абразивної і алмазно-абразивної обробки матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
97. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 6. Якість обробки деталей машин. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 716 с.
98. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах. – Т. 7. Точність обробки деталей машин. – Одеса: ОНПУ, 2004. – 546 с.
99. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якімова. В десяти томах – Т. 10. Концепції розвитку технології машинобудування. – Одеса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
100. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учебн. пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
101. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок :

- автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / В. Г. Шкурупій . – Одеса, 2006. – 21 с.
102. Шкурупій В.Г. Технологічне забезпечення параметрів якості оброблюваних поверхонь деталей із оптичними характеристиками / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2017. – Вип. № 41. – С. 62– 71.
103. Шкурупій В. Г. Технологія виготовлення деталей із великою поглинальною можливістю поверхонь / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков // Фізичні та комп'ютерні технології : Праці XXIII Міжнар. наук.-практ. конф., 21–22 грудня 2017, м. Харків. – Одеса: ОНПУ, 2018. – С. 97–104.
104. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмазов и эльбора : монография / П. Г. Матюха, В. В. Полтавец, А. В. Бурдин, В. В. Габитов. – Черкассы: Вертикаль, издатель Кандыч С. Г., 2015. – 252 с.
105. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
106. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
107. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Київ: Вища школа, 1986. – 175 с.
108. Якимов О. В. Фізична сутність та технологічні можливості переривчастого шліфування / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпро: ЛІРА, 2015. – С. 38–43.
109. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
110. Ящерицын П. И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев, А. И. Барботько. – Минск: Наука и техника, 2010. – 328 с.
111. Aurich, J.C., Herzenstiel, P., Suderman, H., Magg, T., 2018. High-performance dry grinding using a grinding wheel with a defined grain pattern, CIRP Annals - Manufacturing Technology 57(1) : 357-362.

112. Aurich, J.C., Kirsch, B., 2013. Improved coolant supply through slotted grinding wheel, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 62(1): 363–366.
113. B. Guo, Q. Zhao, X. Fang. Precision grinding of optical glass with laser micro-structured coarse-grained diamond wheels. *Journal of Materials Processing Tech.* 2014. 214. 5. P. 1045–1051.
114. B. Rirsch, J.C. Aurich. Influence of the macro-topography of grinding wheels on the cooling efficiency and the surface integrity. *Procedia CIRP* 13. (2014). pp. 8–12. doi: 10.1016/j.procir.2014.04.002
115. Cao Y., Ding W., Zhao B., Wen X., Li S., Wang J. Effect of Intermittent cutting behavior on the ultrasonic vibration-assisted grinding performance of Inconel 718 nickel-based superalloy. *Precision Engineering*, 2022. 78. Pp. 248–260.
116. Christian Walter, Tim Komischke, Eduardo Weingartner, Konrad Wegener. Structuring of CBN grinding tools by ultrashort pulse laser ablation. *Procedia CIRP: 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC 2014.* 14 (2014), 31-36.
117. Ding, W., Huand, Q., Zhao, B., Chen, Q. Wear characteristics of white corundum abrasive wheel in ultrasonic vibration-assisted grinding of AISI 9310 steel. *Ceramics International.* 2022.
118. Fang C., Xu, X. : Analysis of temperature distributions in surface grinding with intermittent wheels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* 71, pp. 23–31 (2014).
119. F. Del Re, M. Dix & F. Tagliaferri. Grinding burn on hardened steel : characterization of onset mechanisms by design of experiments. *The International Journal of Advanced Manufacturing Tehnology.* 101, 2889-2905 (2019).
120. Fedir Novikov, Andrii Hutorov, Oleksii Yermolenko, Oksana Yermolenko and Andrii Ivashura. Theoretical Justification of the Conditions for Increasing Efficiency of Grinding Technological Processes Based on the Reduction of Cutting Temperature // 7th International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2024).
121. Fedir Novikov, Viktor Marchuk, Irina Marchuk, Valentin Shkurupiy and Vladimir Polyansky. Technological Support of Surface Layer for Optical Metalware. *Advances Manufacturing Processes II. InterPartner 2020, Lecture Notes in Mechanical Engineering / eds.: V. Tonkonogyi (et al.),* pp. 412–421, 2021. DOI: 10.1007/978-3-030-68014-5_41

122. Fedir Novikov, Volodymyr Polyansky, Oleksiy Yermolenko, Andrii Ivashura and Oksana Yermolenko. Improving the efficiency of gear grinding technology for mine conveyor drives / V International Conference "ESSAYS OF MINING SCIENCE AND PRACTICE. IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science (2024) 012038 1348.
123. Guerrini G., Landi E., Peiffer K., Fortunato A. Dry Grinding for Sustainable Automotive Transmission Production. *J. Clean. Prod.* 2018. 176. 76-88.
124. Guerrini G., Lerra F., Fortunato A. The Effect of Radial Infeed on Surface Integrity in Dry Generating Gear Grinding for Industrial Production of Automotive Transmission Gears. *J. Manuf. Process.* 2019. 45. 234-241.
125. Handa, D., Kumar, Sh., Babu S., Surendran Th., Sooraj, V.S. : Simulation of Intermittent Grinding for Ti-6Al-4V with Segmented Wheel. *Materials Today: Proceedings*, 44(1), 2537–2542 (2021).
126. Hao Nan Li, Dragos Axinte. Textured grinding wheels : A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Volume 109, October 2016, Pages 8–35.
127. Jin Tan, Yi Jun, Li Ping. Temperature distributions in form grinding of involute gears. *Int J Adv Manuf Technol.* 2017 (88). 2609-2620.
128. Jin T, Yi J (2016) Investigation on the grinding force, power and heat flux distributions along the tooth profile in form grinding of gears. In: *Proceedings of the ASME 2016 international manufacturing science and engineering conference MSEC2016*, 27 June – 1 July 2016, Blacksburg, Virginia, USA.
129. Jin T, Yi J, Peng S. Determination of burn thresholds of precision gears in form grinding based on complex thermal modeling and Barkhausen noise measurements. *Int J Adv Manuf Technol.* 2017. 88(1-4). 789-800.
130. Jun Yi, Tan Jin, Wei Zhou, Zhaohui Deng. Theoretical and experimental analysis of temperature distribution during full tooth groove form grinding. *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 58, October 2022. 101-115. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.08.011>
131. Kirsch B., Aurich J.C. Influence of the makro-topography of grinding wheels on the cooling efficiency and the surface integrity. *Procedia CIRP: 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI)*. – 13 (2014), 8-12.
132. Kirsch, B. Wirkmechanismen der Kuhlsmierstoff – Zufuhr beim Schleifen – Analyse externer und interner Kuhlsmierstoff – Zufuhrmethoden, *Produktions – technische Berichte aus dem FBK* (Hrsg. : J.C. Aurich), Band 03/2013, Kaiserslautern: Universitat, Dissertation, 2013.

133. Larshin, V., Babiychuk, O., Lysyi, O., Uminsky, S. Discontinuous Generating Gear Grinding Optimization. Lecture Notes in Mechanical Engineering, 2022, LNME, pp. 263-272.
134. Lishchenko N.V., Larshin V.P. Geometric optimization of intermittent grinding wheels. Bulletin of the National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute". Series: Mechanical engineering. 2012. No. 65. P. 110–117.
135. Lishchenko N.V., Larshin V.P. Temperature determination when grinding with intermittent and highly porous wheels. Scientific notes: Interuniversity collection. Lutsk. 2013. Issue No. 40. P. 150–158.
136. Lishchenko, N. Profile gear grinding temperature determination. Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University. 2018. 100-108.
137. Lishchenko N.V., Larshin V.P. Profile Gear Grinding Temperature Reduction and Equalization. Journal of Engineering Sciences, Volume 5, Issue 1 (2018). A1-A7 DOI: 10.21272/jes.2018.5(1).a1
138. Nabeel S. Gharaibeh, Mohammed Matarni, Alexander Andilakhay, Fedor Novikov. Determination of Energy Parameters for Liquid Blasting // American Journals of Scientific Research, ISSN 2301-2005. Issue 75. September, 2012, pp. 134-140. © EuroJournals Publishing, Inc. 2012.
139. Ning Ding, Shuna Jiang, Jingsong Duan, Chao Liu and Shanfu Cui. Design of New Slotted Structured Grinding Wheel. Journal of Physics: Conference Series. 1635 (2020) 012013.
140. Novikov F., Polyansky V., Shkurupiy V., Novikov D., Hutorov A., Ponomarenko Ye., Yermolenko O. O., Yermolenko O. A. Determining the conditions for decreasing cutting force and temperature during machining. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. Series: Engineering Technological Systems. 2019. Vol. 6. No. 1(102). Pp. 41–50. DOI: <http://journals.uran.ua/eejet/article/view/183882>
141. Oleksii Yermolenko, Fedir Novikov, Alexey Yakimov, Yuliia Babych, and Alla Toropenko. Study of the Scaling Effect of Cutting Elements of the Abrasive Wheels' Discretized Working Surface on Geometric and Physical-Mechanical Parameters of the Surface Layer Quality of Ground Parts. In: Tonkonogyi, V., Ivanov, V., Trojanowska, J., Oborskyi, G., Pavlenko, I. (eds) Advanced Manufacturing Processes V. Selected Papers from the 5th Grabchenko's. International Conference on Advanced.

- Manufacturing Processes (InterPartner-2023), September 5–8, 2023, Odessa, Ukraine. Cham. 409-418.
142. Oleksiy Yakimov, Liubov Bovnegra, Vladimir Tonkonogyi, Vladyslav Vaysman, Viktor Strelbitsyi and Inna Sinko: Influence of the geometric characteristics of the discontinuous profile working surfaces of abrasive wheels for precision and temperature when grinding. Cutting and tools in technological systems. - KhPI, 2021. № 94. - P. 115-125. (2021)
 143. O. Yakimov, S. Uminsky, N. Klimenko, K. Kirkopulo, A. Pavlyshko, V. Vaysman. Improving grinding of gear wheels applied in gearboxes of power engineering. Cutting & Tools in Technological System, 2021, Edition 95. Pp. 45-56.
 144. Pashchenko E.O., Kukharenko S.A., Riabchenko S.V., Bychykhin V.M., Shatokhin V.V. Development of the Technology for Manufacturing and Introducing a New Class of Tools with CVD-Diamond for Grinding High-Precision Gear Wheels of Special Reducer Units. Sci. Innov. 2020. V.16, No 1. DOI: <https://doi.org/10.15407/scin16.01.069>.
 145. Ren Xiao Zhong, Hu Hai Feng. Analysis on the Temperature Field of Gear Form Grinding. Innovative Solutions in Materials Science and Engineering, 01 Sep 2014, Vol. 633-634, Issue 2, pages 809-812. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.633-634.809
 146. Ryabchenko S. V. Cog-Wheel Grinding With Abrasive Cubic Boron Nitride Disks. Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. 2018. №11(72). pp. 67-72.
 147. Ryabchenko S., Lavrinenko V., Sheiko M., Paschenko E. Elaboration of technology for making the European nomenclature high-porous abrasive wheels of monocrystalline corund using a precision instrument of superhard materials for turbo-building of Ukraine Science and Innovation: Academic and Research Journal. Kyiv: National Academy of Sciences of Ukraine. 2018, volume 14(5). 49-56.
 148. Ryabchenko S.V., Polonskiy L.G., Golovnya V.D., Yanovskiy V.A., Kozyar Ya.A. Shlifovaniye zubchatykh kolos krugami iz kubicheskogo nitrida bora. Vísnik ZHDTU. Seriya: Tekhníchní nauki 2017. No 2(80). 68-72.
 149. Ryabchenko S.V., Silchenko Ya.L., Fedorenko V.T., Polonsky L.G., Yanovsky V.A. Quality analysis of surface machined with CBN disks. Machining in Mechanical Engineering: Transactions. Zhitomir: ZhSTU, 2015. Issue 15. 167-177.

150. Ryabchenko S.V. Shlifovaniye zubchatykh kolos tarel'chatymi krugami. Oborudovaniye i instrument dlya professionalov : mezhdunarodnyy informatsionno-tekhnicheskiy zhurnal (seriya: Metalloobrabotka). Khar'kov: Informatsionno-izdatel'skiy dom «Tsentri Inform». 2014. No 2. 44-48.
151. Shuying Yang, Weifang Chen, Su Nong, Lei Dong, Houyun Yu. Temperature field modeling in the form grinding of involute gear based on high-order function moving heat source. Journal of Manufacturing Processes. Volume 81, September 2022. 1028-1039.
152. Shiozaki S. Difference in Grinding Mechanism between Up-and Down-cut Creep Feed Grindings / S. Shiozaki, Y. Furukawa, S. Ohishi / "Сэймицу кикай, I. Jap. Soc. Precis. End.", 1979. 45. № 5. P. 599–606.
153. Sokolova I.D., Svitka A.S. Analiz metodov shlifovaniya zubchatykh kolos na sovremennom oborudovanii. Innovatsionnaya nauka. Mezhdunarodnyy nauchnyy zhurnal. 2016. №9. 83-87.
154. Starkov V.K. Highly porous CBN wheels for grinding without cooling. superhard materials. 2013. No. 5. S. 56–62.
155. Su J., Ke Q., Deng X. et al. Numerical simulation and experimental analysis of temperature field of gear form grinding. Int J Adv Manuf Technol. 2018. 97. 2351-2367.
156. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Intermittent Grinding of Advanced Ceramic with the T-Tool Grinding Wheel. Advanced Materials Research, 126-128, 615–620 (2010).
157. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Theoretical and experimental investigation of intermittent grinding of SiC with a segmented grinding wheel. Int J Abras Technol. 4 (1), pp. 90-99 (2011).
158. Tonkonogiy, V., Yakimov, A., Bovnegr, L., Beznos, S., Dobrovolskiy, V.: Reduction of the Heat Factor in Flat Abrasive Grinding. Technical Science and Technology, 4, 16–26 (2017).
159. US 2049874A Harley E. Sherk. Miami Abrasive Products inc., Patentd Aug. 4, v 19336 UNITED STATES vzii – 49, 874 PATENT Ofelce 2.11493141 Slotted abrasive wheel. Harley E. Sherk. Miami Abrasive Products Inc., Miami, Fla., a corporation of Florida. Application August 21, 1933, Serial No686 o`ll a claim.
160. Uhlmann, E., Hochschild, L., 2013. Tool optimization for high speed grinding, Production Engineering Research and Development 7. 185-193.

Дослідження впливу масштабування ріжучих елементів дискретизованої робочої поверхні абразивних кругів на геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару шліфованих деталей

Шліфування є остаточною операцією механічної обробки, на якій формується якість поверхневого шару деталей і, як наслідок, їх експлуатаційні властивості [126]. Шліфування супроводжується тепловими явищами, що може викликати в тонких поверхневих шарах оброблюваної деталі структурну неоднорідність, зменшення твердості та утворення залишкових напружень розтягування. Для запобігання цим шліфувальним дефектам застосовують абразивні круги із дискретною робочою поверхнею, що складається із ріжучих і переривчастих ділянок. Переривання контакту абразивного круга із оброблюваною деталлю викликає зміну жорсткості пружної системи верстата і, як наслідок, появу параметричного резонансу. Це знижує геометричну точність деталей та сприяє появі в їх поверхневому шарі циклічних припікань. Тому для управління якістю поверхневого шару на операції шліфування важливо встановити закономірності виникнення в пружній системі верстата параметричного резонансу та розробити заходи щодо його попередження. Встановлено, що межі областей параметричної нестійкості пружної системи верстата і небажаних структурних змін у поверхневому шарі оброблюваної деталі, які побудовані в координатній площині, заданій двома взаємно перпендикулярними осями, вздовж яких відкладено кількісні значення параметрів, що визначають макротопографію робочої поверхні переривчастого круга, підкоряються однаковим закономірностям. А це означає, що завдяки масштабуванню макрорельєфу робочої поверхні дискретних кругів (шляхом пропорційного зменшення довжин робочих виступів і западин) та зменшенню кроку дискретизації цієї поверхні із одночасним зменшенням відношення довжин западини та робочого виступу круга можна стабілізувати не лише фізико-механічні показники якості поверхневого шару оброблюваної деталі, але й її геометричну точність. Виявлені закономірності

можна використати для проектування дискретних абразивних кругів для операції плоского шліфування.

У роботі [126] наведено інформаційний огляд досліджень, пов'язаних із шліфуванням переривчастими (текстурованими) кругами (TGW). У роботі [113] наведено класифікацію переривчастих шліфувальних кругів за шириною канавки. Згідно із цією класифікацією, всі переривчасті круги поділяються на три групи: круги із мегарельєфом (ширина канавки 0,5 – 100 мм); круги із макрорельєфом (макротекстуровані круги із шириною канавки 0,1 – 0,5 мм); круги із мікрорельєфом (мікротекстуровані круги із шириною канавки 0,01 – 0,1 мм). Вперше переривчасті круги із мегарельєфом були винайдені в 1933 [159] (рис. А.1).

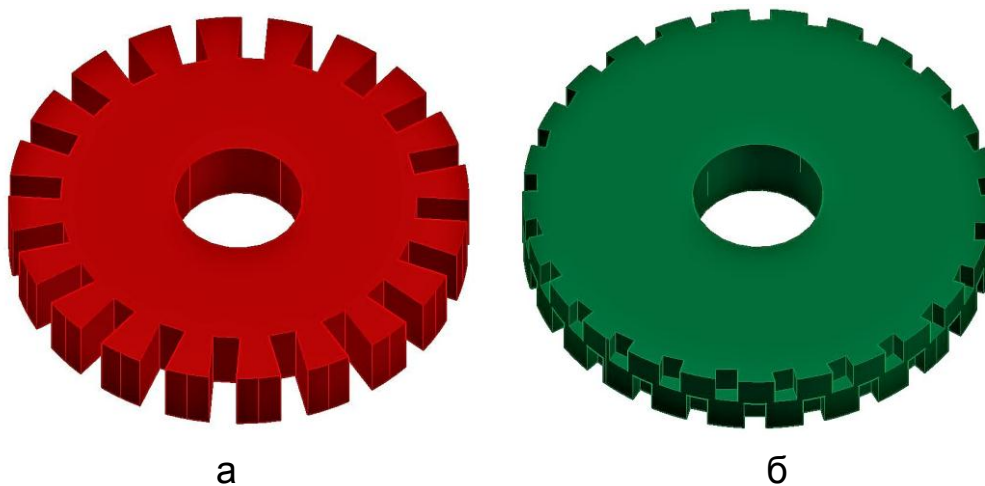


Рисунок А.1 – Абразивний круг із щілинами, паралельними його осі (а), та макротопографія робочої поверхні круга у вигляді шахової дошки (б)

У роботі [119] всі переривчасті круги поділяють на сегментовані інструменти, зібрані із окремих сегментів, між якими витримуються прогалини (щілини), та текстуровані, робоча поверхня яких містить ділянки без ріжучих зерен.

У роботі [58] встановлено, що за постійним відношенням довжин робочих виступів і западин температура переривчастого шліфування зменшується зі збільшенням їхньої кількості. Автор робить висновок щодо доцільності застосування переривчастих кругів зі значною кількістю робочих виступів та западин в умовах глибинного шліфування. Аналогічні результати одержані авторами робіт [134; 135]. У цих роботах автори висувують та обґрунтовують висновок щодо доцільності заміни переривчастих кругів високопористими абразивними кругами. Їх

висновок базується на тому, що зі зменшенням розмірів робочих виступів і западин довжина западини наближається до розміру пір високопористого круга. Тому важливим є порівняння технологічних можливостей суцільних, переривчастих і високопористих абразивних кругів на основі проведення теоретичних і експериментальних досліджень. Особливо це відноситься до оцінювання стабільності ріжучої здатності зазначених абразивних кругів із часом обробки, що визначає інтенсивність теплових і механічних процесів в умовах шліфування, і, відповідно, фізико-механічні та геометричні параметри якості поверхневого шару оброблюваних деталей. Важливо обґрунтувати умови виникнення та виключення в пружній системі верстата параметричного резонансу під час шліфування дискретними абразивними кругами. Це дозволить науково обґрунтовано підходити до управління тепловими та механічними процесами під час шліфування, а також до проектування високо-ефективних дискретних абразивних кругів на керамічних зв'язках для операції плоского шліфування.

Метою роботи є виявлення можливості сукупного забезпечення фізико-механічних і геометричних параметрів якості поверхневого шару оброблюваних деталей завдяки масштабуванню робочої поверхні дискретних абразивних кругів на керамічній зв'язці на операції плоского шліфування.

Теоретичні дослідження проводилися на основі теплофізики різання і теорії коливань. Експериментальні дослідження здійснювали на плоскошліфувальному верстаті моделі ЗГ71М абразивними кругами 250×25×75 24А F60 K10 V5 і 250×25×75 24А F60 K6 V5. Досліди щодо визначення впливу геометричних параметрів ріжучого макрорельєфу переривчастого круга на температуру шліфування здійснювали на зразках із сталі Х12МФ.

Експериментальні дослідження для порівняння ріжучої здатності суцільного, високопористого і переривчастого абразивних кругів здійснювали на зразках із сталі 12Х2Н4А. Графічні залежності будували за допомогою системи комп'ютерної математики Maple 2015 і системи автоматизованого проектування AutoCAD 2019.

Із рис. А.2,а видно, що температуру суцільного шліфування $T = 850 \text{ }^\circ\text{C}$ можна зменшити до значення $T = 400 \text{ }^\circ\text{C}$, якщо на робочій поверхні круга зробити 26 западин ($n = 26$), а відношення їх довжин до

довжин робочих виступів витримати рівним $N=0,3$. Якщо величину цього відношення зробити рівною $N=0,5$, то для досягнення того ж результату ($T=400$ °C) знадобиться менша кількість западин ($n=17$) на абразивному інструменті.

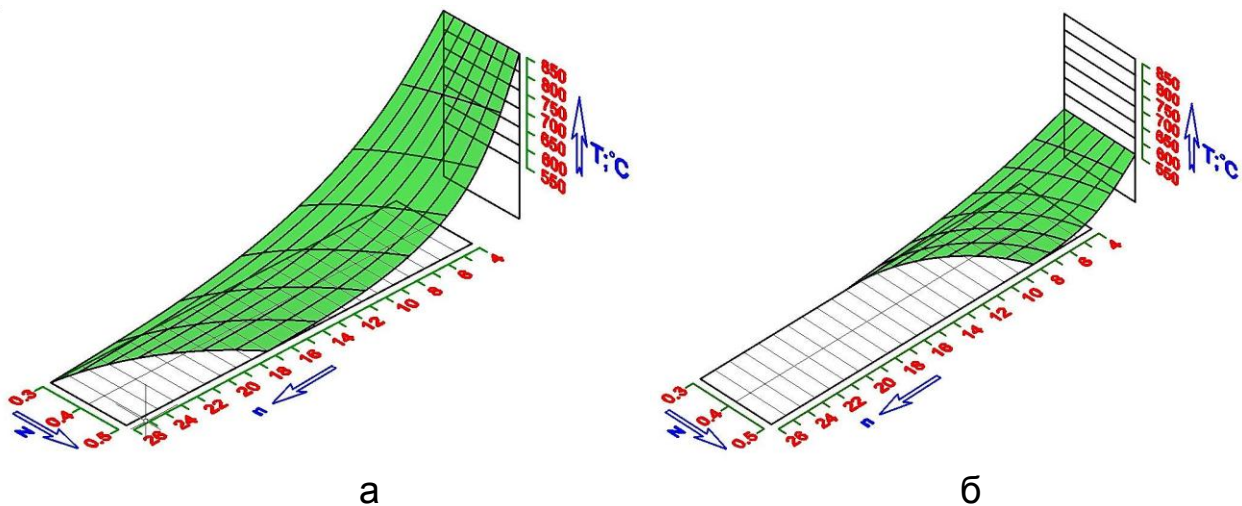


Рисунок А.2 – Зменшення температур суцільного шліфування $T=850$ °C (а) та $T=550$ °C (б) до рівня $T=400$ °C шляхом застосування переривчастих кругів із різним конструктивним оформленням робочих поверхонь

Із рис. А.2,б видно, якщо температура суцільного шліфування дорівнює $T=550$ °C, то безпечну температуру $T=400$ °C забезпечать переривчасті круги із тими ж величинами відношень розмірів западин і робочих виступів ($N=0,3$; $N=0,5$), але значно меншою їх кількістю ($n=17$; $n=8$, відповідно).

Із рис. А.2 витікає, що однієї і тієї ж мети ($T=400$ °C) можна досягти збільшенням кількості виступів n із одночасним зменшенням величини N . Якщо одночасно збільшувати обидва параметри (n і N), то температура буде зменшена до більш низького рівня ($T < 400$ °C).

Вплив геометричних параметрів (n і N), що визначають макротопографію робочої поверхні переривчастого абразивного круга, на температуру шліфування T досліджували експериментально [94].

На рис. А.3 показано дві експериментально встановлені залежності:

– залежність температури T переривчастого шліфування від кількості западин на крузі за їх постійної довжини $L_2=22$ мм (б);

- залежність температури T від довжини западини L_2 за їх постійної кількості $n = 6$ (а).

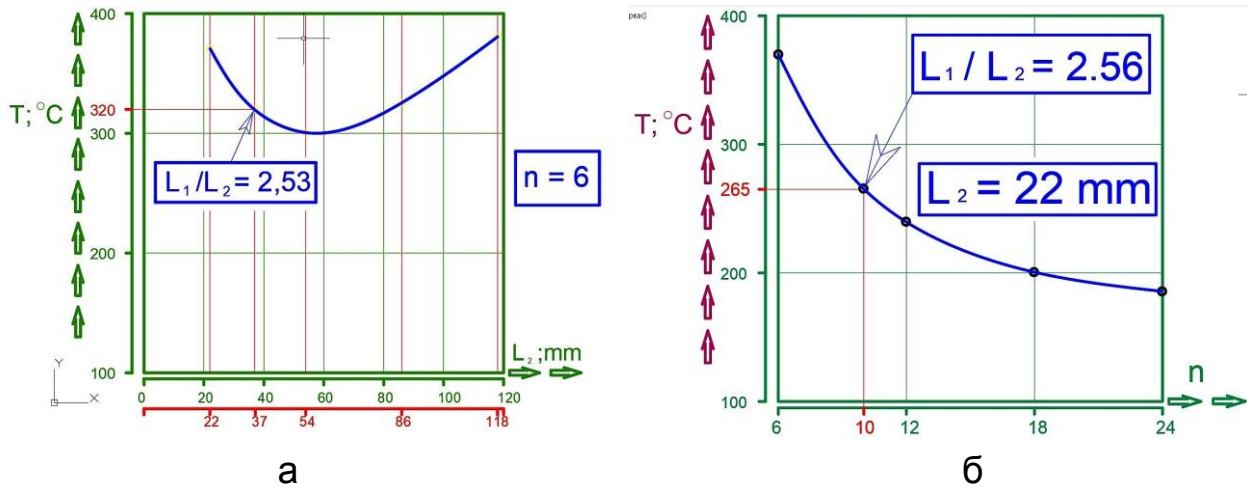


Рисунок А.3 – Залежність температури шліфування від довжини западини L_2 (а) та кількості робочих виступів n (б)

Зразки із сталі X12M (HRC 59–60) шліфували на плоскошліфувальному верстаті на режимі $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/хв; $t = 0,03$ м, без застосування мастильно-охолоджувальної рідини (МОР) кругом форми 24А F60 К 6 V5. Із аналізу графіків $T = f(L_2)$ і $T = f(n)$ витікає, що зі збільшенням кількості западин та постійного відношення довжин робочого виступу і западини, що дорівнює 2,56, температура в зоні різання зменшується.

Залежність $T = f(L_2)$ має експериментальний характер. Це можна пояснити тим, що збільшення розміру L_2 пасивної ділянки сприяє охолодженню оброблюваної поверхні, але одночасно викликає збільшення сили різання із-за набігаючого припуску.

Встановлено, що величина відношення N довжини дуги круга повітряного проміжку між двома сусідніми активними сегментами абразивного круга L_2 до окружної довжини ріжучого сегменту L_1 , а також їх кількості n на крузі суттєво впливають на можливість появи в пружній системі плоскошліфувального верстата параметричного резонансу (рис. А.4). Дугоподібні межі областей параметричної нестійкості пружної системи верстата (рис. А.5) мають однаковий характер із межами

зон, у яких значна імовірність появи термічних поверхневих дефектів (рис. А.3, а,б).

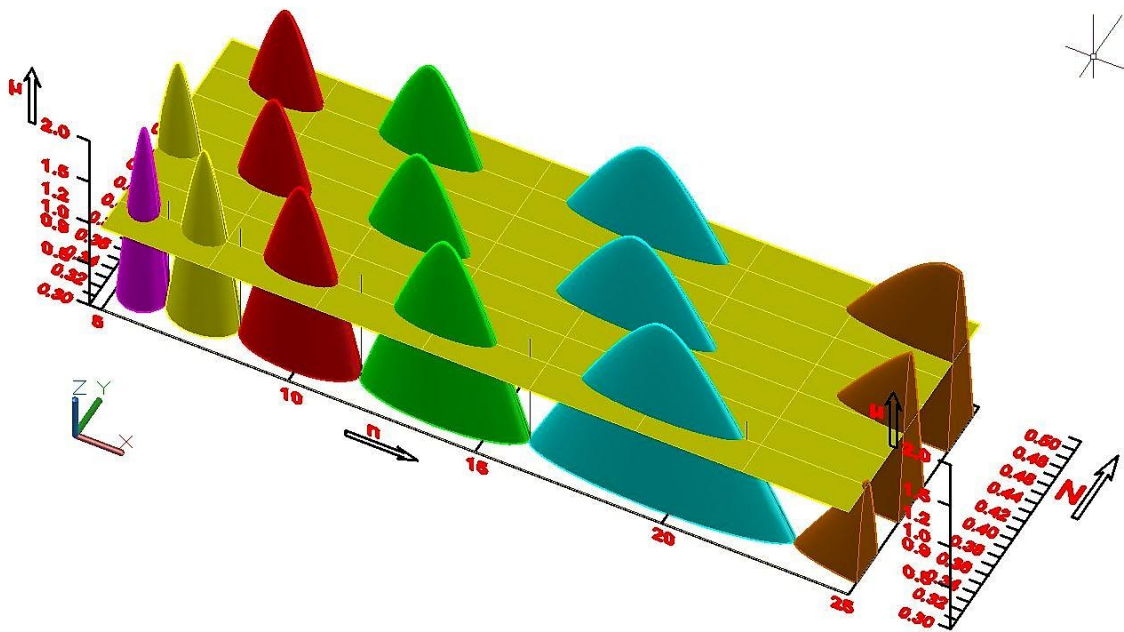


Рисунок А.4 – Вплив відношень довжин робочих виступів і западин ($N = L_2 / L_1$) та кількості (n) на робочій поверхні абразивного круга на параметричну стійкість пружної системи плоскошліфувального верстата

Імовірність виходу із зон, що включають шліфувальні дефекти, викликані термічною або динамічною причинами, збільшується зі збільшенням кількості робочих виступів на переривчастому абразивному крузі. Максимально зменшити ризик виникнення в пружній системі верстата параметричних коливань можна, застосовуючи високопористі круги або переривчасті круги, западини яких не мають виходу на торець. Під час шліфування такими кругами забезпечується сталість контакту їх ріжучих поверхонь із оброблюваним матеріалом [114; 139].

Фізико-механічний стан поверхневого шару оброблюваних деталей багато в чому залежить від стабільності ріжучої здатності абразивних кругів із часом обробки. Тому проведено експериментальні дослідження щодо порівняння ріжучої здатності в часі суцільних, високопористих і переривчастих абразивних кругів. Ріжучу здатність кругів оцінювали за величиною відношення тангенціальної P_z складової сили

різання до її радіальної P_y складової. Зразки із сталі 12Х2Н4А обробляли на круглошліфувальному верстаті протягом 30 хв без поперечної подачі за пружною схемою (сила притискання круга $F_y = 1,2$ Н/мм) на режимі: швидкість обертання круга $V_{кр} = 35$ м/с, швидкість обертання деталі $V_{дет} = 0,1$ м/с. Випробовували суцільний і переривчастий (довжина западини $L_2 = 24$ мм, довжина робочого виступу $L_1 = 36$ мм) круги однакової характеристики 24А F60 К 6 V5 і круг із відкритою структурою 10 і середньом'якою твердістю, який можна віднести до високопористого абразивного інструменту [154].

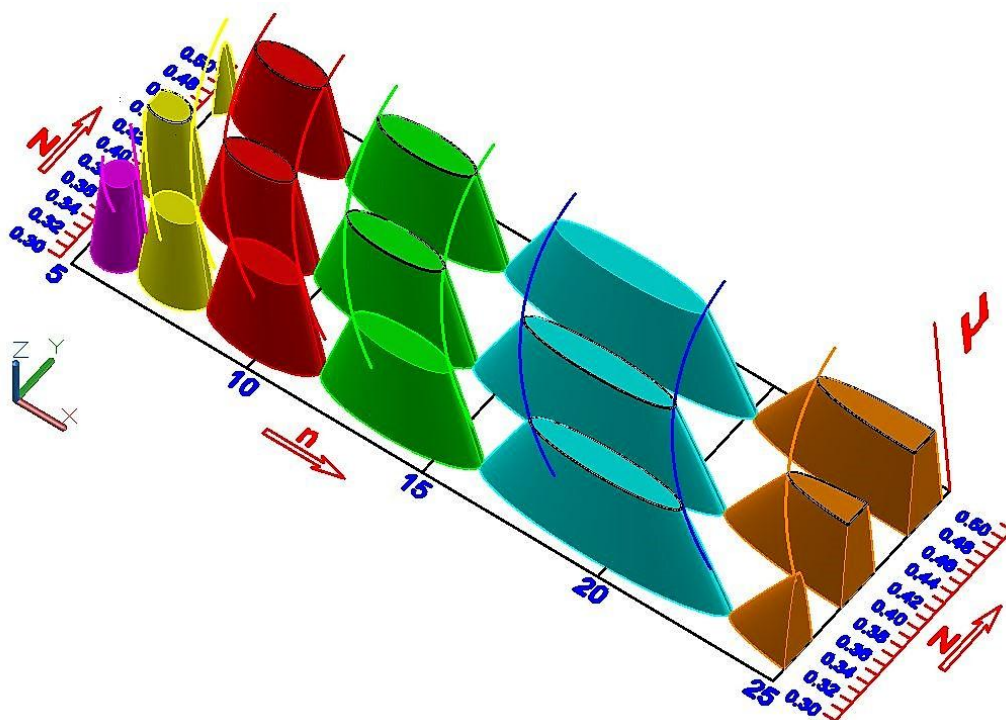


Рисунок А.5 – Вплив геометричних параметрів N і n , що визначають макротопографію робочої поверхні переривчастих абразивних кругів, на геометричну форму та розміри зон параметричної нестійкості пружної системи плоскошліфувального верстата

Відношення тангенціальної P_z складової сили різання до її радіальної P_y складової (P_z/P_y) характеризує ступінь затуплення ріжучих зерен абразивного інструменту. Із графіків, наведених на рис. А.6, видно, що ріжуча здатність високопористого круга після 30-хвилинного

періоду шліфування вище, ніж у суцільного круга, але менше, ніж у переривчастого круга.

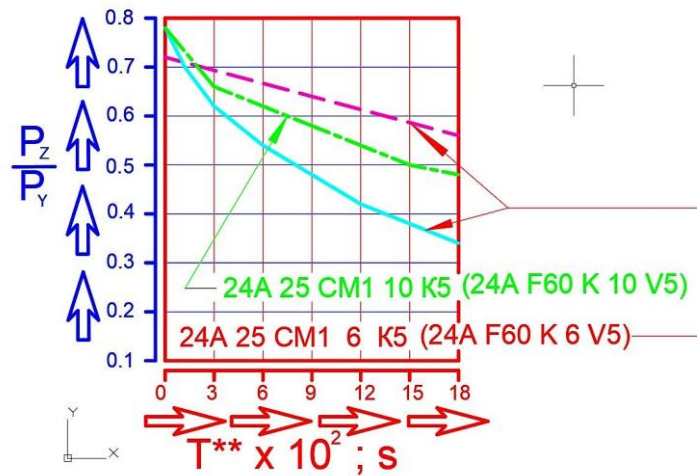


Рисунок А.6 – Залежність відношення тангенціальної P_z і радіальної P_y складових сили різання від часу шліфування T^{**} для суцільного (суцільна лінія), високопористого (штрих-пунктирна лінія) та переривчастого (штрихова лінія) абразивних кругів

Високу ріжучу здатність переривчастого круга можна пояснити тим, що під час його роботи в пружній системі верстата виникають вимушені високочастотні коливання, які змінюють умови зношування абразивних зерен і зменшують імовірність їхнього адгезійного схоплення із оброблюваним матеріалом. Зменшення масштабування макротопографії робочої поверхні абразивних кругів призводить до зменшення імовірності виникнення в пружній системі верстата параметричного резонансу, зменшення теплонапруженості обробки і зменшення амплітудних значень високочастотної вібрації інструменту, що позитивно позначається на показниках якості поверхневого шару оброблюваних виробів. Збільшення ступеня дискретизації ріжучого макрорельєфного круга індукує умови обробки, близькі до умов ультразвукового вібраційного шліфування [115; 117].

Для забезпечення необхідної якості поверхневого шару оброблюваних деталей на операції плоского шліфування, виходячи із проведених досліджень, розроблено та пропонуються конструкції переривчастих абразивних кругів зі зменшеним масштабом дискретизації робочої поверхні, зовнішній вигляд яких показано на рис. А.7 – рис. А.10.

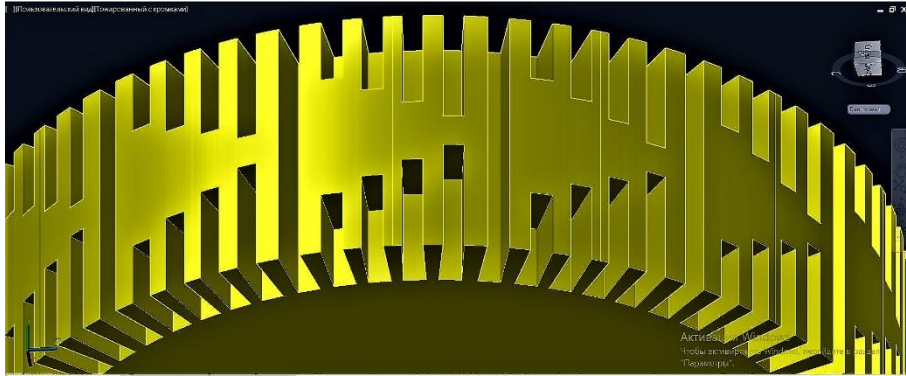


Рисунок А.7 – Робоча поверхня круга із наскрізними щілинами та лунками різної довжини, паралельними осі обертання абразивного інструменту

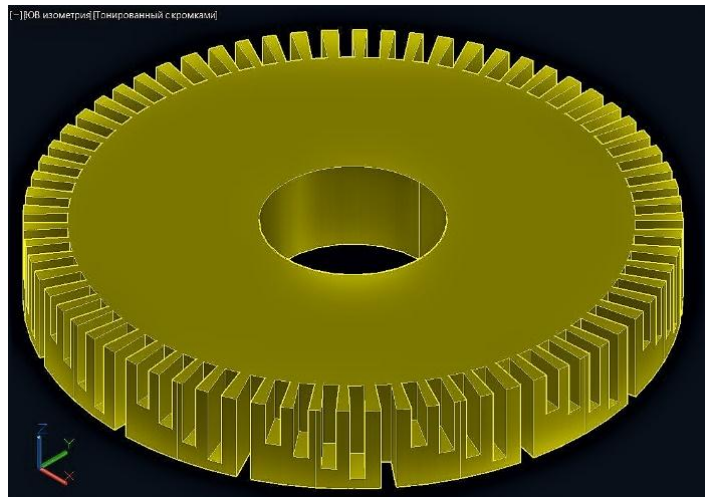


Рисунок А.8 – Робоча поверхня круга, що складається із циклічно повторюваних ділянок із монотонно змінними довжинами лунок, які переходять у наскрізні щілини

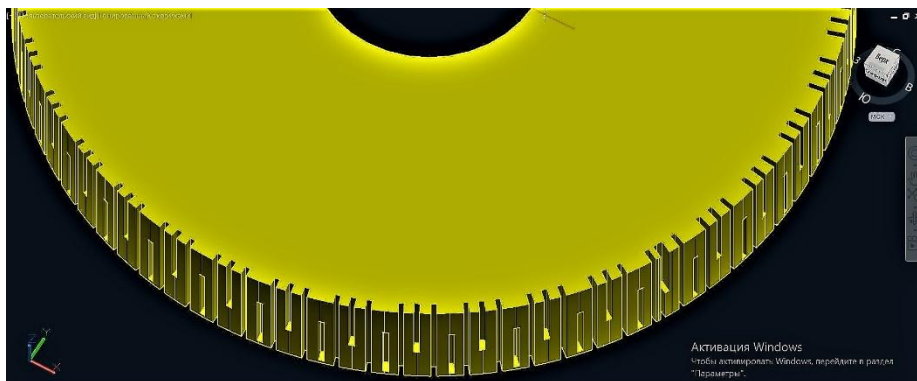


Рисунок А.9 – Робоча поверхня абразивного інструменту із великою кількістю лунок та щілин, паралельних осі круга

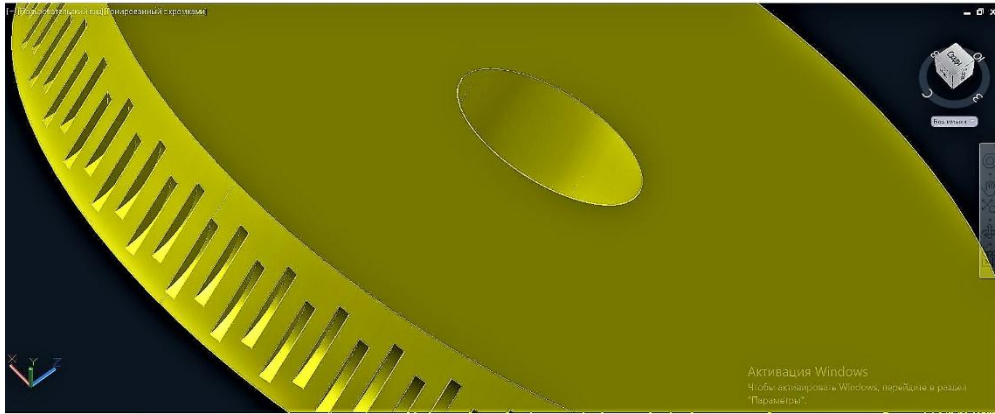


Рисунок А.10 – Робоча поверхня інструменту із великою кількістю лунок, які не виходять на торці абразивного інструменту

Відповідно до наведених результатів досліджень можна зробити такі висновки:

1. Встановлено, що зменшення масштабу дискретизації робочої поверхні абразивного круга зменшує рівень вібрації шпиндельного вузла та створює умови обробки, близькі до умов ультразвукового вібраційного шліфування.

2. Встановлено, що кількість та розміри конструктивних елементів, із яких складається робоча поверхня переривчастого круга, мають значний вплив на теплову напруженість у зоні шліфування та параметричну стійкість процесу шліфування. Проведеними дослідженнями встановлено, що імовірність небажаних структурних змін та погіршення макро- і мікрогеометрії поверхневого шару шліфованих деталей можна зменшити завдяки масштабуванню конструктивних елементів на циліндричній поверхні абразивного круга.

3. Встановлено, що межі областей параметричної нестійкості пружної системи плоскошліфувального верстата та небажаних структурних змін у поверхневому шарі оброблюваної деталі мають однаковий характер. А це означає, що геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару деталі на операції шліфування можна стабілізувати шляхом масштабування макрорельєфу робочої поверхні переривчастих кругів (пропорційного зменшення довжин робочих виступів і западин) та зменшенням кроку дискретизації цієї поверхні із одночасним зменшенням відношення довжин западини і робочого виступу в межах $0,3 \leq N \leq 0,5$.

Теоретичний аналіз впливу характеристик переривчастих абразивних кругів на їх ріжучу здатність і геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару шліфованих деталей

Шліфування є чистовим методом механічної обробки, який забезпечує економічне досягнення високої якості поверхонь деталей та, як наслідок, заданих експлуатаційних властивостей машин. Однак процес шліфування супроводжується високою теплонапруженістю, що перешкоджає досягненню заданої мікротвердості обробленої поверхні. Зменшити теплонапруженість процесу шліфування можна застосуванням шліфувальних кругів із переривчастою робочою поверхнею. Так, у роботі [131] встановлено, що шліфувальний круг із прорізами, зовнішній вигляд якого показано на рис. Б.1, має значний потенціал забезпечення умов підвищення охолодження під час шліфування. У роботах [112; 132] для зменшення температури в зоні різання пропонується використовувати сегментовані шліфувальні круги (рис. Б.2).

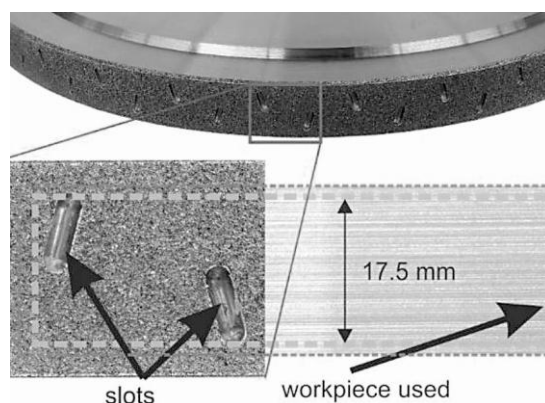


Рисунок Б.1 – Шліфувальний круг із прорізами

У роботах [111; 160; 143] встановлено, що ефективність охолодження залежить від макротопографії дискретної робочої поверхні шліфувального круга. У роботах [153] для зменшення теплонапруженості процесу шліфування пропонується застосовувати круги із структурованою робочою поверхнею, яку отримують із застосуванням ультрако-

роткоімпульсної лазерної абляції. Однак конструктивні рішення щодо дискретизації робочих поверхонь шліфувальних кругів, які наведено в роботах [111; 112; 116; 131; 132; 140], пропонується застосовувати лише для алмазних і ельборових кругів. Ці конструктивні рішення неможливо реалізувати для абразивних кругів на керамічних зв'язках. Розриви робочої поверхні абразивних кругів на керамічній зв'язці, зазвичай, реалізують у вигляді радіальних прорізів, паралельних осі обертання круга або похилих до неї під деяким кутом. Прорізи роблять, зазвичай, наскрізними, що тягнуться через всю ширину круга і мають вихід на обидва його торці.

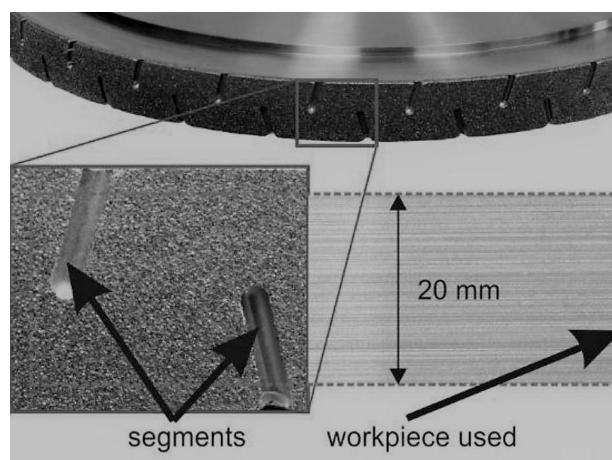


Рисунок Б.2 – Сегментований шліфувальний круг

Із-за наскрізного характеру прорізів переривається контакт абразивного інструмента із оброблюваною деталлю і, як наслідок, змінюється жорсткість пружної системи плоскошліфувального верстата. Це може призвести до параметричного резонансу, що погіршує геометричну точність оброблюваних поверхонь. Тому під час проектування дискретних абразивних кругів на керамічній зв'язці слід враховувати не тільки необхідну міру зменшення температури в зоні різання, але і параметричну стійкість пружної системи плоскошліфувального верстата. Отже, дослідження, спрямовані на виявлення зв'язку макротопографії дискретних абразивних кругів із теплонапруженістю і параметричною стійкістю процесу шліфування, слід вважати актуальними.

Теоретичні дослідження виконані на основі теплофізики різання і теорії коливань. Для проведення розрахунків застосовували систему

комп'ютерної математики Maple 2015, а для побудови графічних залежностей – систему проектування AutoCAD 2019.

Як зазначено раніше, шліфування кругами, на робочі поверхні яких нанесено чергуючі один за одним із постійним кроком виступи і западини, супроводжується зміною жорсткості пружної системи верстата за періодичним шматково-постійним законом (рис. Б.3).

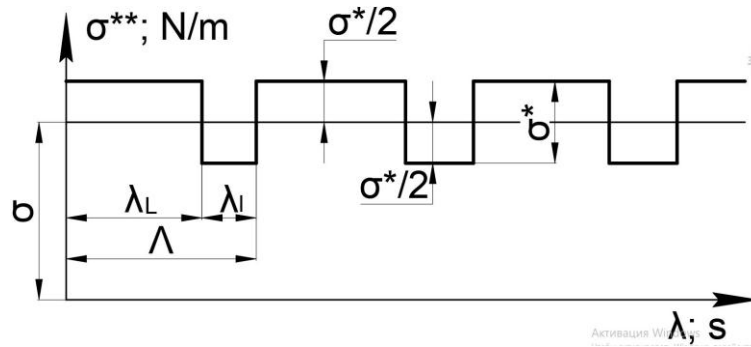


Рисунок Б.3 – Пульсація жорсткості пружної системи верстата, що зумовлена періодичним перериванням процесу подрібнення металу абразивними зернами

За час проходження ріжучого виступу над заготовкою λ_L жорсткість зберігає постійне значення, що дорівнює сумі наведеної жорсткості пружної системи σ та прирісту $\sigma^*/2$, а за час проходження западини λ_l – різниці цих величин, де σ^* – глибина пульсації жорсткості. Умовою виникнення в пружній системі верстата параметричного резонансу є нерівність:

$$|\mu| \geq \frac{(1 + \eta)}{2}; \quad (\text{Б.1})$$

$$\mu = \frac{1}{\chi \cdot \varepsilon} \cdot \left[\sin \beta_L \lambda_L (\beta_L^2 \cdot \sin \beta_l \lambda_l - \beta_L^2 \cdot \sin \delta) - 2\beta_L \beta_l \cdot \cos \beta_L \lambda_L \cdot \cos \lambda_l \Lambda \right]; \quad (\text{Б.2})$$

$$\eta = \frac{\beta_L \cdot \beta_l \cdot \cos \delta}{\chi^2 \cdot \varepsilon}; \quad (\text{Б.3})$$

$$\delta = 2 \cdot \beta_l \cdot \Lambda; \quad (\text{Б.4})$$

$$\varepsilon = \tau \cdot (\beta_l + \tau \cdot \sin 2\beta_l \lambda_L); \quad (\text{Б.5})$$

$$\chi = e^{\tau \Lambda}; \quad (\text{Б.6})$$

$$\Lambda = \frac{L}{\omega_{kr}} + \frac{l}{\omega_{kr}} = \lambda_L + \lambda_l, \quad (\text{Б.7})$$

L – довжина дуги, що окреслює профіль виступу шліфувального круга, м;

l – довжина дуги, що відповідає проміжку між двома сусідніми робочими виступами круга, м;

$\omega_{кр}$ – окружна швидкість круга, м/с;

τ – коефіцієнт зменшення інтенсивності коливального процесу із часом обробки, 1/с;

$$\beta_L = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma + \sigma^*}{2 \cdot M} - \tau^2}; \quad (Б.8)$$

$$\beta_l = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma - \sigma^*}{2 \cdot M} - \tau^2}; \quad (Б.9)$$

$$\sigma^* = \sigma \cdot \left(\frac{t - t_f}{t_f} \right), \quad (Б.10)$$

σ^* – різниця між максимальним і мінімальним значеннями жорсткості в процесі різання, що періодично переривається, кг/м (рис. Б.3);

σ – наведена жорсткість пружної системи верстата, кг/м;

t, t_f – глибина різання, яку налаштовують на верстаті і фактична глибина оброблюваного матеріалу, що видаляється абразивним кругом за один прохід, м;

β_L, β_l – частоти коливань, що виникають у період шліфування оброблюваного матеріалу абразивними зернами та в період розриву процесу різання, 1/с;

$$L = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{кр}}{n \cdot (1 + N)}; \quad (Б.11)$$

$$N = \frac{l}{L}; \quad (Б.12)$$

n – кількість ділянок шліфувального круга, на яких відсутні абразивні зерна;

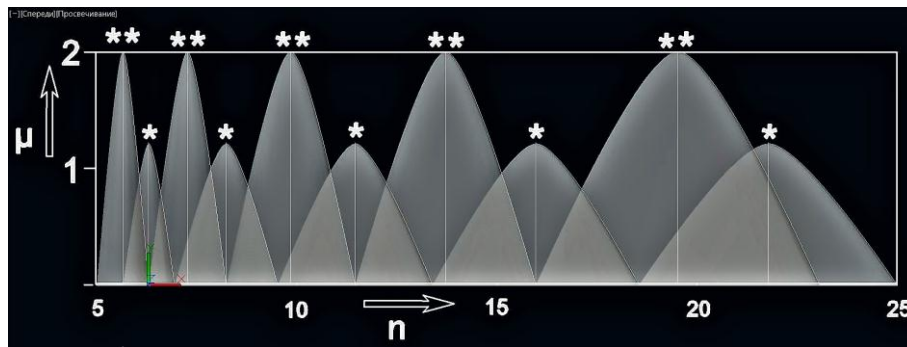
$R_{кр}$ – радіус шліфувального круга, м;

λ_L, λ_l – час, протягом якого відбувається процес шліфування оброблюваного матеріалу абразивними зернами круга, та час переривання контакту робочої поверхні круга, с (рис. Б.3).

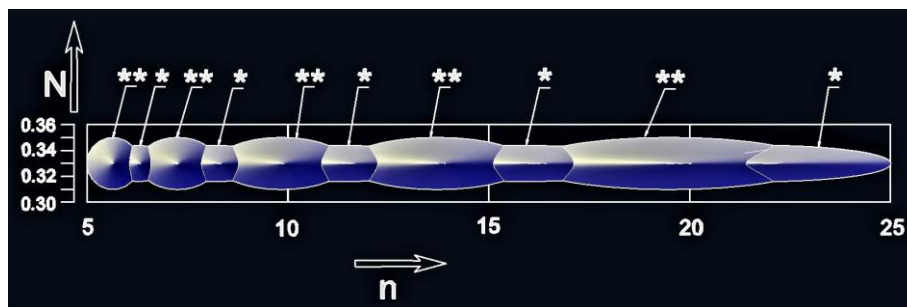
На рис. Б.4 показано дві залежності $\mu = f(n, N)$, кожна із яких має вигляд вибудованих у ряд криволінійних симетричних поверхонь, що

мають однакову висоту і розширюються в напрямі збільшення кількості робочих виступів на переривчастому шліфувальному крузі n . Основи цих поверхонь мають вигляд еліпсів, що торкаються один одного в точках, що обмежують великі осі.

Із рис. Б.4 видно, що збільшення глибини пульсації жорсткості пружної системи σ^* призводить до збільшення скупченості поверхонь, що описуються залежністю $\mu = f(n, N)$, а збільшення коефіцієнта загасання коливань τ – до зменшення їх висот.



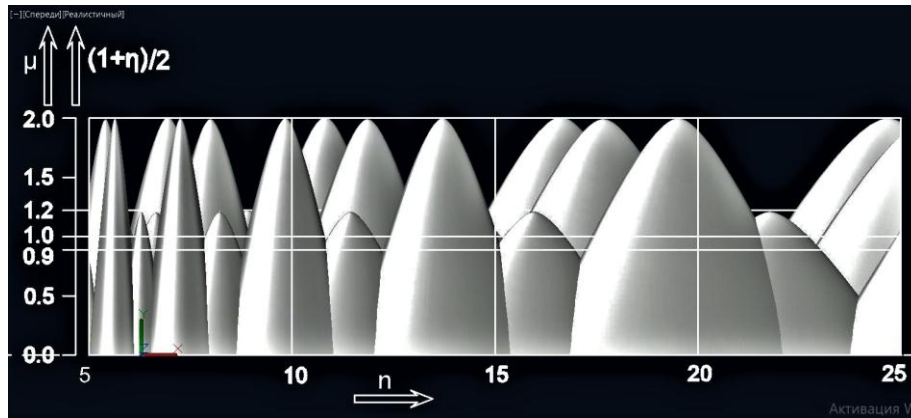
а



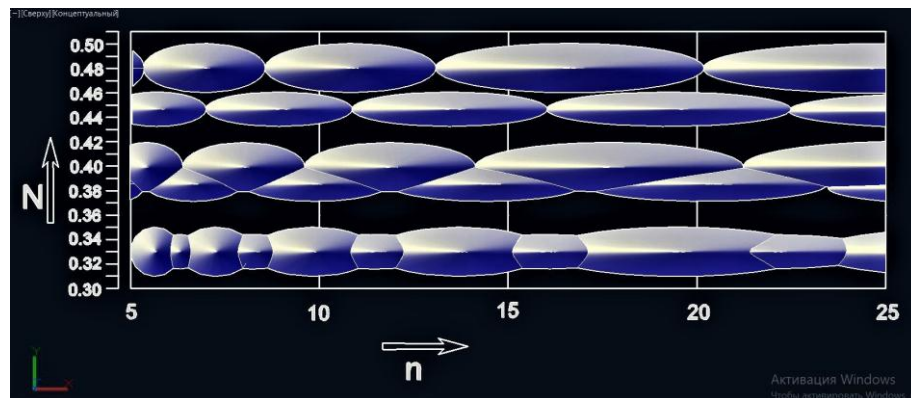
б

Рисунок А.4 – Залежності $\mu = f(n, N)$, розраховані для $\sigma^* = 5 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 50$ 1/с (вершини позначені двома зірочками) і для $\sigma^* = 20 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 160$ 1/с (вершини позначені однією зірочкою);
вид спереду (а); вид зверху (б)

На рис. Б.5 показано дві графічні залежності $\mu = f(n, N)$, які побудовано для розширеного діапазону значень параметра N ($0,3 \leq N \leq 0,5$). Із рис. Б.5,б видно, що збільшення глибини пульсації жорсткості σ^* супроводжується збільшенням скупченості поверхні в негативних напрямках осей n і N .



а

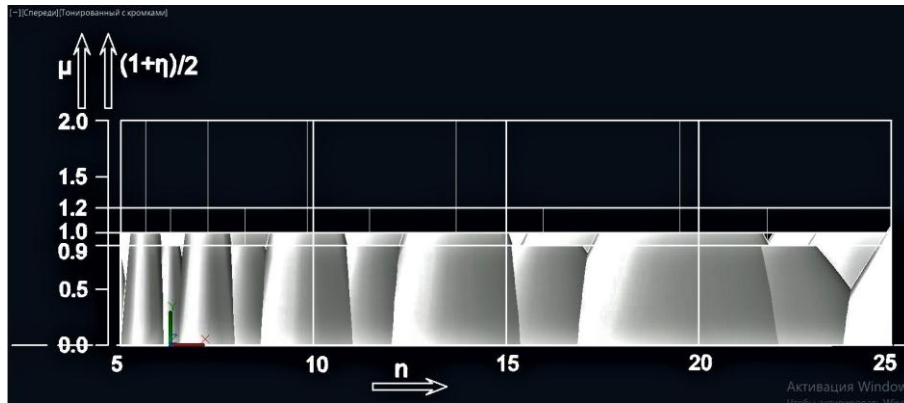


б

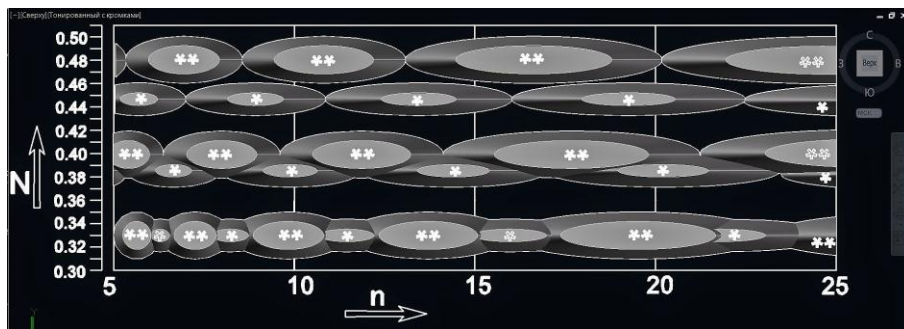
Рисунок Б.5 – Залежності $\mu = f(n, N)$, розраховані для $\sigma^* = 5 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 50$ 1/с (вершини досягають позначки $\tau = 2,0$) і для $\sigma^* = 20 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 160$ 1/с (вершини досягають позначки $\mu = 1,2$);
вид спереду (а); вид зверху (б)

Зони параметричної нестійкості пружної системи плоскошліфувального верстата є області, обмежені лініями перетину поверхонь, що описуються залежностями $\mu = f(n, N)$ і $(1 + \eta)/2 = f(n, N)$. На рис. Б.6 показано дві групи зон параметричної нестійкості у вигляді еліпсів. Одна сукупність областей, позначених однією зірочкою, утворилася у результаті перетину графічної залежності $\mu = f(n, N)$ із поверхнею, що проходить на рівні позначки 0,9, а друга група областей, помічених двома зірочками – із поверхнею, що проходить через позначку 1,0.

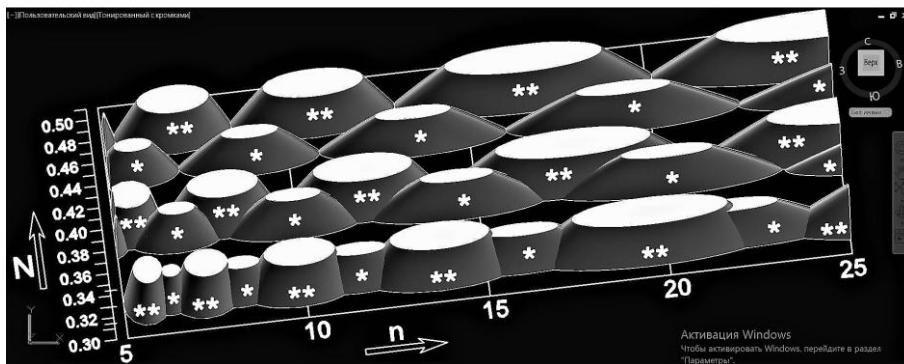
На рис. Б.7 еліпсоподібні зони параметричної нестійкості, що мають однакові розміри, окреслені дугоподібними кривими. За допомогою цих кривих ліній штучно окреслено смугоподібні області параметричної нестійкості пружної системи верстата.



а



б



в

Рисунок Б.6 – Лінії взаємного перетину двох поверхонь, що описуються залежностями $\mu = f(n, N)$ і $(1 + \eta)/2 = f(n, N)$, розраховані для $\sigma^* = 5 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 50$ 1/с (позначені двома зірочками) і для $\sigma^* = 20 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 160$ 1/с (позначені однією зірочкою); вид спереду (а); вид зверху (б); аксонометрія (в)

На рис. Б.7 видно, що ширина цих смуг (областей) суттєво залежить від глибини пульсації жорсткості пружної системи σ^* та від кількісного значення коефіцієнта загасання коливань у часі τ . Проміжки між двома сусідніми смугами є області стійкої роботи пружної системи

верстата. Розміри цих областей збільшуються із збільшенням кількості ріжучих виступів на шліфувальному крузі. Із аналізу рис. Б.7 витікає, що для збереження стійкої роботи пружної системи верстата необхідно зі зменшенням кількості ріжучих виступів на крузі збільшувати кількісне значення параметра N , яке дорівнює відношенню протяжності западини l до довжини виступу L .

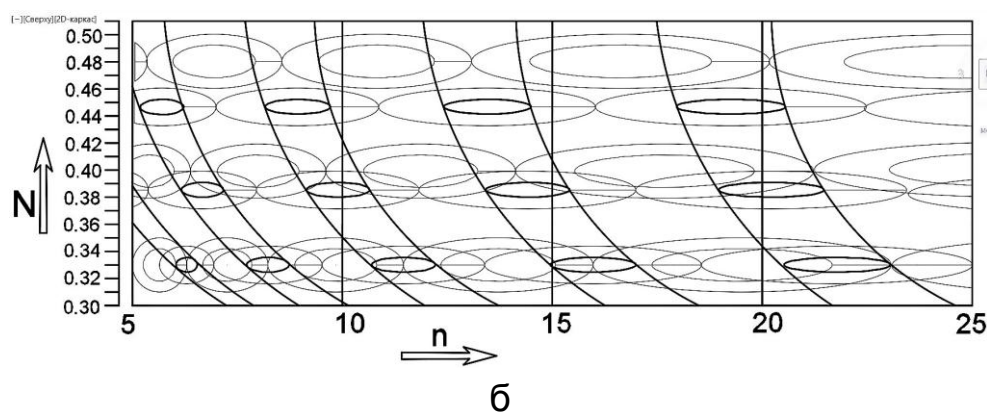
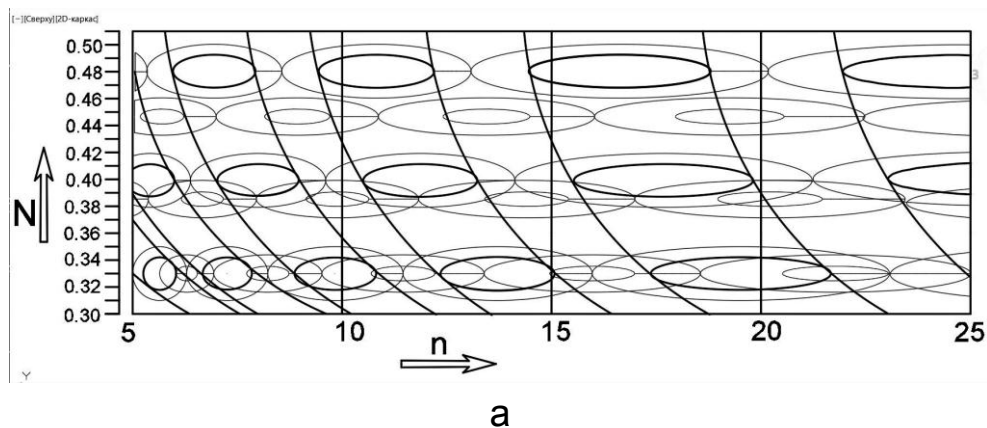


Рисунок Б.7 – Дугоподібні межі зон параметричного резонансу, що окреслюють сукупність еліпсоподібних ліній перетину поверхонь, що описуються залежностями $\mu = f(n, N)$ і $(1 + \eta)/2 = f(n, N)$;
 а) $\sigma^* = 5 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 50$ 1/с; б) $\sigma^* = 20 \cdot 10^5$ кг/м, $\tau = 160$ 1/с

Слід зазначити, що температура суцільного шліфування (рис. А.2) $T = 850$ °С (а) і $T = 550$ °С (б) може бути зменшена до безпечного рівня $T = 400$ °С завдяки застосування переривчастих кругів, у яких:

- | | |
|------------------------|--------------------|
| $n = 17, N = 0,5;$ | $n = 20, N = 0,4;$ |
| $n = 26, N = 0,3$ (а); | |
| $n = 8, N = 0,5;$ | $n = 10, N = 0,4;$ |
| $n = 17, N = 0,3$ (б). | |

Із рис. Б.8 видно, що чим більше температура суцільного шліфування, тим більше кількість ріжучих виступів має бути на переривчастому крузі, щоб зменшити температуру до рівня $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$, за якої на поверхневому шарі оброблюваної деталі не виникають припикання. Наведений рис. Б.8 надає ясне уявлення щодо того, що завдяки застосуванню переривчастих кругів із цілком конкретним поєднанням протяжностей виступів і западин можна домогтися зміни умов взаємодії абразивного інструменту із оброблюваною деталлю і завдяки цьому забезпечити безрезонансну обробку. Враховуючи, що межі зон параметричної нестійкості і графіки $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$, які відповідають температурам суцільного шліфування: $550\text{ }^{\circ}\text{C}$, $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, $850\text{ }^{\circ}\text{C}$, мають однаковий характер, можна односпрямованими діями домогтися зменшення температури в зоні різання до необхідного безпечного рівня і вилучити виникнення у пружній системі верстата параметричного резонансу.

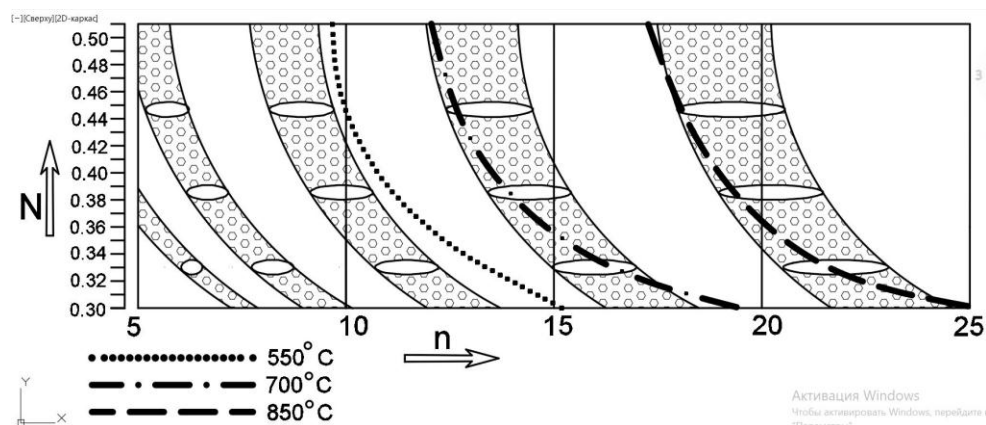
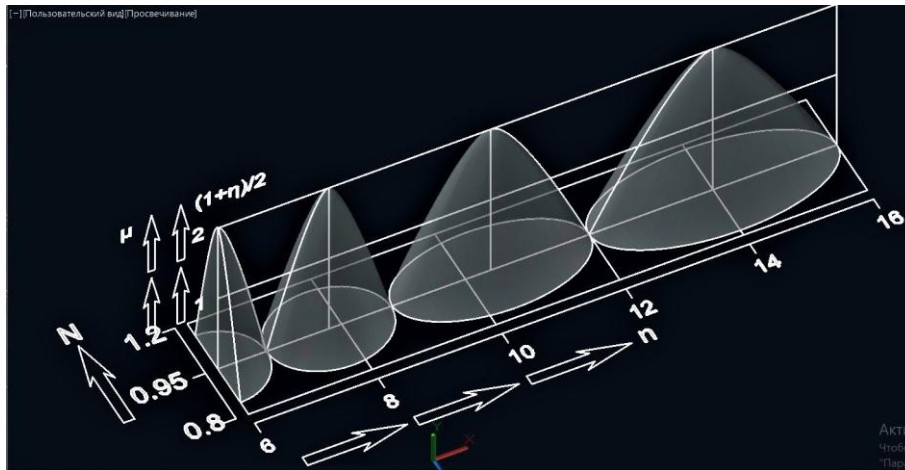
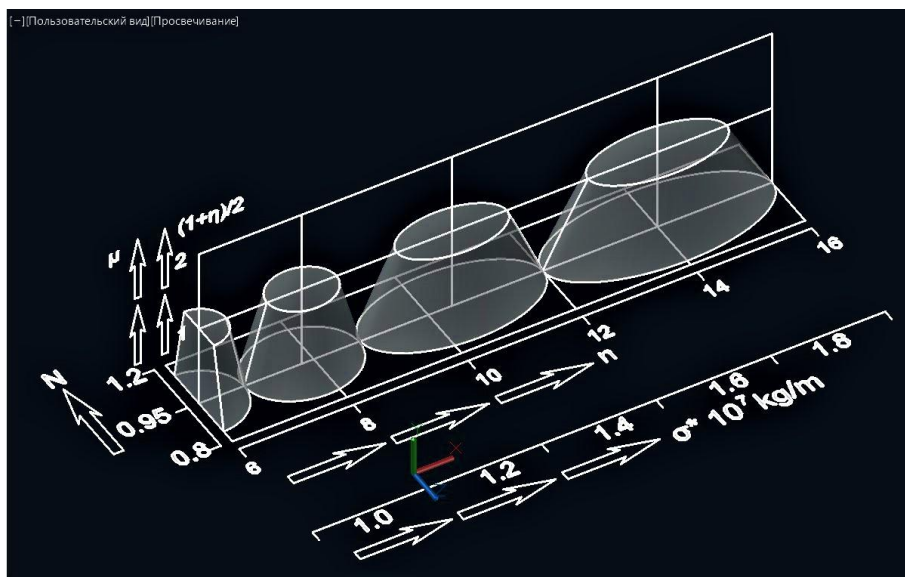


Рисунок Б.8 – Схожість геометричних форм границь, що окреслюють області, де відсутні припикання і резонанси під час переривчастого шліфування

На рис. Б.8 зони без припикань переривчастого шліфування мають ліві границі у вигляді точкової, штрих-пунктирної і штрихової дугоподібних кривих, що відповідають температурам суцільного шліфування: $550\text{ }^{\circ}\text{C}$, $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, $850\text{ }^{\circ}\text{C}$, відповідно. На рис. Б.9 і рис. Б.10 можна простежити сукупний вплив геометричних параметрів N і n , які визначають розміри виступів і западин переривчастого круга, і глибини пульсації жорсткості пружної системи плоскошліфувального верстата σ^* на форму і розміри графічної залежності $\mu = f(n, N)$.



а

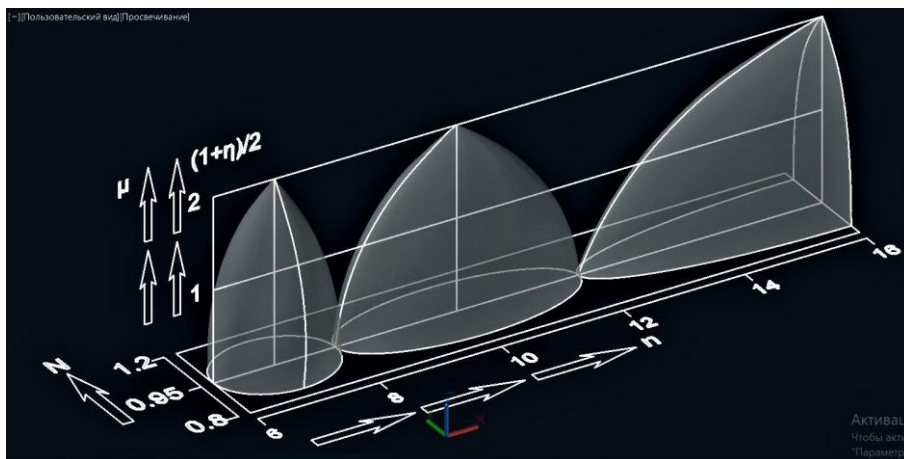


б

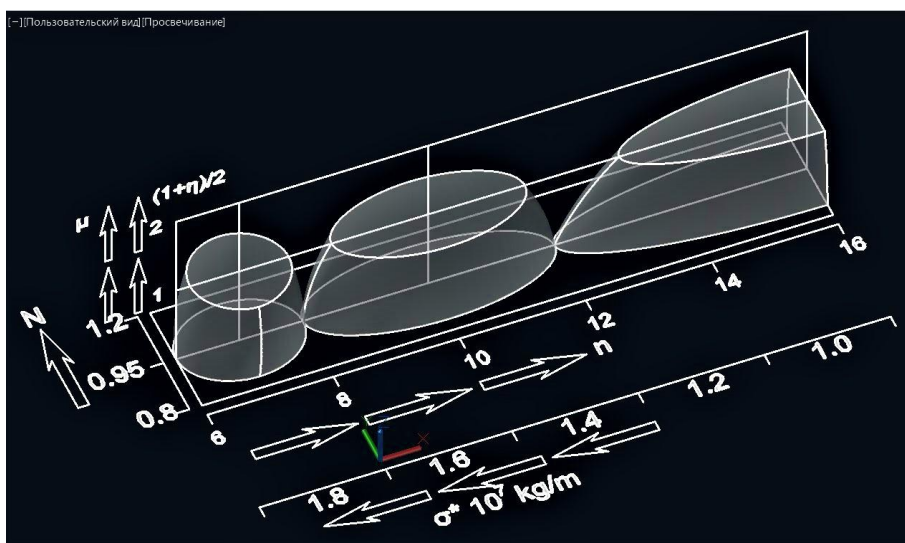
Рисунок Б.9 – Поверхні, що описуються залежністю $\mu = f(n, N)$ (а), та лінії їх перетину із поверхнею, що описується залежністю $(1 + \eta)/2 = f(n, N)$ (б), за умови односпрямованого збільшення числа робочих виступів на крузі n і глибини пульсації жорсткості σ^*

Із порівняння рис. Б.11 і рис. Б.12 витікає, що збільшення глибини пульсації жорсткості σ^* призводить до подрібнення геометричних об'єктів, що входять до складу графічної залежності $\mu = f(N, n)$, і, як наслідок, звуження і більшої скупченості зон параметричної нестійкості в координатній площині (N, n) , яка обмежена межами $0,8 \leq N \leq 1,2$, $6 \leq n \leq 16$. Зменшення параметра σ^* , навпаки, супроводжується укрупненням областей параметричної нестійкості та зменшенням їх кількості на тій

самій ділянці координатної площини (N, n) . Найбільше впливає на форму і розміри графічної залежності $\mu = f(n, N)$ ступінь дискретизації робочої поверхні шліфувального круга, тобто кількість ріжучих ділянок. Чим більше ця кількість, тим значніше область параметричної стійкості пружної системи верстата.



а



б

Рисунок Б.10 – Поверхні, що описуються залежністю $\mu = f(n, N)$ (а), і лінії їх перетину із поверхнею, що описується залежністю $(1 + \eta)/2 = f(n, N)$ (б), за умови протилежно спрямованого збільшення числа ріжучих виступів на крузі n і глибини пульсації жорсткості σ^*

Із рис. Б.13 видно, що параметр $(t - t_f)/t_f$, який впливає на глибину пульсації жорсткості пружної системи верстата і характеризує ріжучу здатність абразивних переривчастих кругів, багато в чому залежить від

відношення довжин западини та робочого виступу. Чим більше це відношення, тим менше параметр $(t-t_f)/t_f$ і вище ріжуча здатність круга.

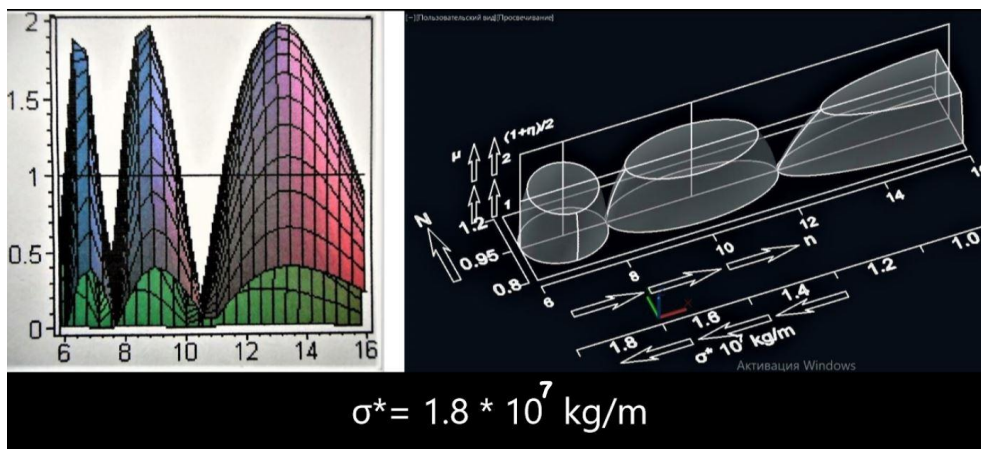


Рисунок Б.11 – Зовнішній вигляд графічної залежності $\mu = f(n, N)$ за постійного значення глибини пульсації жорсткості $\sigma^* = 1,5 \cdot 10^7 \text{ кг/м}$ і за її значень, що зменшуються в міру збільшення кількості ріжучих виступів на крузі

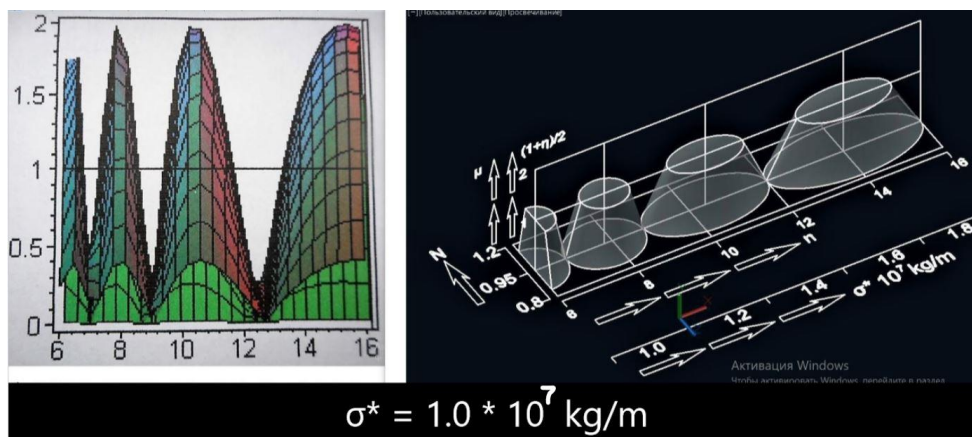


Рисунок Б.12 – Зовнішній вигляд графічної залежності $\mu = f(n, N)$ за постійного значення глибини пульсації жорсткості $\sigma^* = 1,0 \cdot 10^7 \text{ кг/м}$ і при її значеннях, що збільшуються у міру збільшення кількості робочих виступів на крузі

Втрата ріжучої здатності переривчастого круга супроводжується збільшенням глибини пульсації жорсткості σ^* пружної системи, що може призвести до параметричного резонансу. Проте параметр N має

бути більше одиниці, оскільки при цьому значно збільшується радіальне зношування абразивного круга. Збільшення радіального зношування пояснюється збільшенням амплітуди коливань, зменшенням кількості зерен, що приймають участь під час шліфування оброблюваного матеріалу, і збільшенням навантажень на ці зерна. Величину западини із міркувань зносостійкості абразивних кругів слід вибирати у цьому інтервалі.

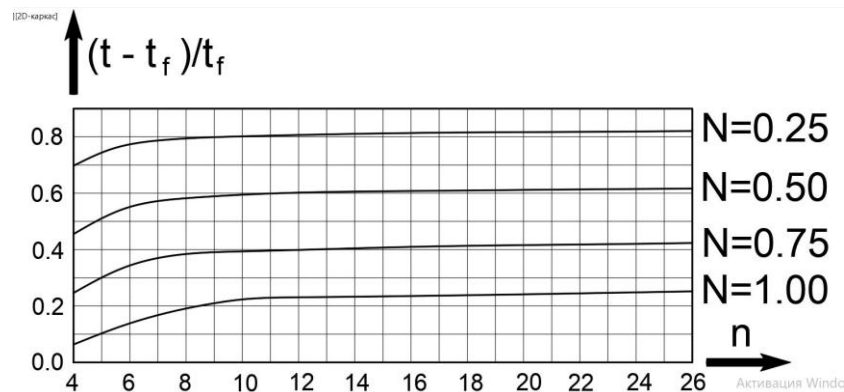


Рисунок Б.13 – Вплив геометричних параметрів n і N , що визначають розміри виступів і западин на переривчастому крузі, на параметр $(2(t - t_f) - 1)$

Слід зазначити, що характер графіків $(t - t_f)/t_f = f(n)$ справедливий лише для свіжозаправлених кругів. Збільшення параметра $(t - t_f)/t_f = f(n)$ зі збільшенням кількості западин на переривчастому крузі пояснюється зменшенням кількості ріжучих зерен на його робочій поверхні. Із часом шліфування на передній кромці робочого виступу круга відбувається викрішування абразивних зерен, внаслідок чого на дугоподібному профілі виступу круга починає з'являтися спіралеподібна ділянка. У результаті збільшується кількість абразивних зерен, що приймають участь під час шліфування оброблюваного матеріалу. Все це призводить до зміни характеру графіків $(t - t_f)/t_f = f(n)$: зі збільшенням кількості радіальних пазів (западин) ріжуча здатність круга збільшується, а параметр $(t - t_f)/t_f$ зменшується. Це відбувається завдяки появі в пружній системі верстата високочастотних коливань, які сприяють руйнуванню затуплених зерен і формуванню на них нових гострих ріжучих кромки.

Виходячи із отриманих результатів досліджень можна навести висновки.

1. Встановлено, що кількість та розміри конструктивних елементів, із яких складається робоча поверхня переривчастого круга, значно впливають на теплову напруженість у зоні шліфування і параметричну стійкість процесу шліфування. Проведеними дослідженнями встановлено, що імовірність небажаних структурних змін і погіршення макро- та мікрогеометрії поверхневого шару шліфованих деталей можна зменшити шляхом масштабування конструктивних елементів на циліндричній поверхні абразивного круга.

2. Встановлено, що лінії на графіках $\mu = f(n, N)$ і $T = 400$ °C, є межами областей параметричної нестійкості пружної системи верстата та небажаних структурних змін у поверхневому шарі оброблюваної деталі, що мають подібний характер. А це означає, що геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару деталі на операції шліфування можна стабілізувати завдяки масштабуванню макрорельєфу робочої поверхні переривчастих кругів (пропорційному зменшенню довжин робочих виступів і западин) та зменшенню кроку дискретизації цієї поверхні із одночасним зменшенням відношення довжини западини до довжини виступу $0,3 \leq N \leq 0,5$.

3. Встановлено, що збільшення відношення довжини западини до довжини робочого виступу призводить до збільшення ріжучої здатності переривчастого абразивного круга. Збільшення кроку дискретизації робочої поверхні круга призводить до незначного зменшення його ріжучої здатності на початковій стадії шліфування свіжозаправленим кругом, але з часом шліфування у результаті виникнення високочастотних коливань, що сприяють самозаточенню затуплених зерен круга, ріжуча здатність круга збільшується.

Поверхневі температури та припикання відпустки, що виникають під час шліфування цементованих зубчастих коліс двома тарілчастими кругами, на різних ділянках евольвентного оброблюваного профілю

Швидкий розвиток мехатроніки не супроводжується помітним зниженням потреби у зубчастих передачах. Безперервний розвиток техніки призводить до посилення вимог до зубчастих передач. Вимоги до мінімізації ваги та розмірів зубчастих коліс аналогічні вимогами щодо забезпечення можливості працювати на високих швидкостях, передавати великі навантаження та при цьому забезпечувати підвищені експлуатаційні показники надійності і довговічності. Для задоволення цих вимог зубчасті колеса необхідно виготовляти за 3–4 ступенями точності, а робочі поверхні зубів повинні мати високу твердість (HRC 60 – 62). Поверхнева твердість зубів забезпечується хіміко-термічною обробкою, після якої відбувається короблення зубчастого вінця. Усунути похибки, спричинені деформацією зубів та коробленням вінця і забезпечити необхідну точність виготовлення зубчастих коліс можна лише шліфуванням. Процес шліфування супроводжується тепловою дією на оброблювану поверхню [145; 149], що викликає появу на ній припикань (структурних змін) і залишкових розтягуючих напружень [124; 129], що знижують довговічність зубчастого колеса за контактною витривалістю в 3 – 5 разів, а за вигинальною витривалістю у 1,4 – 1,6 разів. Тому, незважаючи на це, операція зубошліфування поки що залишається незамінним методом фінішної обробки.

Зубошліфування двома тарілчастими кругами дозволяє отримувати зубчасті колеса 3 – 4 ступенів точності із шорсткістю поверхні $R_a = 1,0 \dots 0,3$ мкм [133; 129]. За нульовим способом шліфування двома тарілчастими кругами, круги встановлюють паралельно один одному на відстані, що дорівнює довжині загальної нормалі [148; 153]. Перевагою "нульового методу" зубошліфування порівняно із "15-градусним методом" є відсутність на шліфувальних поверхнях зубів "сітки". Головним недоліком процесу шліфування кругами тарілчастої форми

за нульовою схемою є висока теплонапруженість. Тому для прогнозування можливості виникнення термічних дефектів необхідно вивчити механізми тепловиділення під час зубошліфування. Моделюванню теплових процесів, що протікають під час шліфування евольвентних профілів зубів, присвячено роботи [127; 130; 133]. Вивченням механізму тепловиділення під час зубошліфування займалися автори робіт [136; 155]. Зубошліфування характеризується періодично змінюваними етапами нагрівання і охолодження кожної точки оброблюваної поверхні. У роботі [137] отримано формули для розрахунку поверхневої температури на кожному із цих етапів. У структурі отриманих формул закладено вимогу, за якою в момент закінчення етапу нагрівання миттєве розподілення температури є початковою умовою для моделювання температурного поля на етапі охолодження. Однак запропоновані у роботі [137] формули для розрахунку температур справедливі лише для профільного зубошліфування. Нульову схему зубошліфування двома тарілчастими кругами широко застосовують в авіаційному двигунобудуванні та суднобудуванні, незважаючи на те, що випуск верстатів, що працюють за цією схемою, припинено через їх низьку продуктивність. Можна констатувати, що абразивна високоточна зубообробка нині переживає кризу, пов'язану із пошуком нових ефективних методів, технологій та інструментів, які підвищують її продуктивність [123; 144; 147]. Метою роботи є розроблення інженерної методики розподілу припуску під час багатопрохідного шліфування цементованих прямозубих зубчастих коліс двома тарілчастими кругами за нульовою схемою, що забезпечує задані фізико-механічні характеристики якості поверхневих шарів остаточно оброблених зубів.

Теоретичні дослідження здійснювали із урахуванням наукових основ технології машинобудування, метаріалознавства, теплофізики різання. Під час дослідження якості поверхневого шару робочих поверхонь зубчастих коліс заміряли їхню мікротвердість, а виявлення припикань здійснювали методом кольорової дефектоскопії. Дослідженню піддавали циліндричні прямозубі зубчасті колеса ($m=2$ мм; $z=20$), виготовлені із сталі 12Х2Н4А. Термічну обробку зубчастих коліс здійснювали шляхом цементації в твердому карбюризаторі за температурою 900 °С на глибину 1,1 ... 1,3 мм, високій відпустці за температурою 650 °С, подвійному гарту за температурами 850 ± 20 °С і 800 ± 20 °С, обробці холодом та відпустці

за температурою 150 ± 10 °С. Обробку зубчастих коліс здійснювали на зубошліфувальному верстаті Maag SS $\frac{1}{2}$ X тарілчастими шліфувальними кругами 24A F60 K 10 V5 за нульовою схемою (рис. В.1).

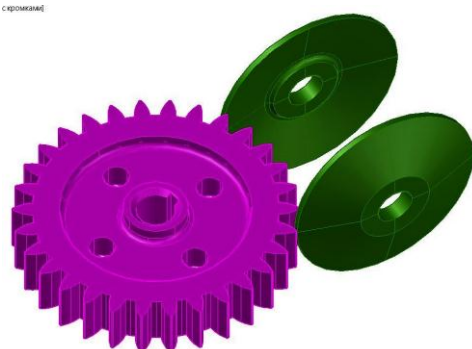


Рисунок В.1 – Нульовий спосіб шліфування

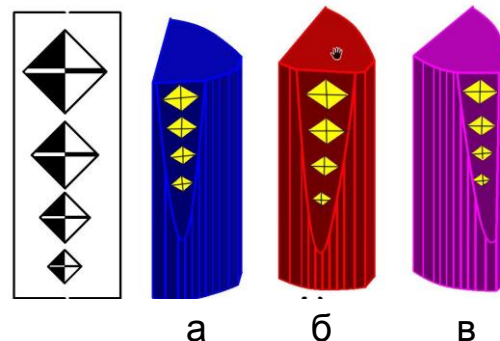


Рисунок В.2 – Місця вимірів мікротвердості на косих зрізах, зроблених біля основи зуба (а), в районі ділильного кола (б), на головці зуба (в)

Розподіл мікротвердості за глибиною поверхневого шару визначали на приладі ПМТ-3 методом "косих зрізів". Зуби-зразки виготовляли із застосуванням такого способу. На токарному верстаті в умовах рясного охолодження емульсією зубчастий вінець відокремлювали від маточини. Після вирізання вінець розламувався на окремі зубці. Після травлення для виявлення припикань на зразках-зуб'ях здійснювали косі плоскі зрізи під кутом $2^{\circ}30' \pm 10$ у основи зуба, в районі ділильного кола та у вершини зуба (рис. В.2 а, б, в). Висота шорсткості плоских зрізів відповідала 13 класу шорсткості ($R_z = 1,00 \dots 0,05$ мкм).

Травлення для виявлення припикань здійснювали в чотири етапи:

1) травлення за кімнатною температурою у водному розчині надсірчаноокислого аммонію (100 ... 150 г/л) протягом 15 ... 30 с із подальшим промиванням у холодній воді;

2) травлення за кімнатною температурою у водному розчині соляної кислоти (50 ... 100 г/л) протягом 60 с із подальшим промиванням у холодній воді;

3) нейтралізація за кімнатною температурою у водному розчині вуглекислого натрію (30 ... 50 г/л) протягом 1 ... 3 хв;

4) антикорозійна обробка у водному розчині нітрату натрію (200 ... 250 г/л) протягом 1 ... 3 хв.

Зона темнотравлення є продуктом відпустки, має занижену твердість порівняно із основним металом і є феритно-карбідною сумішшю. Твердість вимірювали на мікротвердомірі ПМТ-3 методом вдавлювання в поверхню косого зрізу алмазного наконечника у вигляді правильної чотиригранної піраміди із двограним кутом у вершини 136° за навантаженням 100 г та вимірювання лінійної величини діагоналі отриманого відбитка. Значення твердості розраховували розподілом навантаження на площу поверхні відбитка у припущенні, що кути відбитка відповідають кутам піраміди. Вимірювання мікротвердості на косих зрізах здійснювали в чотирьох точках, віддалених одна від одної на рівні відстані в 50 мкм (рис. В.2).

Характерною особливістю нульового методу зубошліфування є різна інтенсивність тепловиділення на різних ділянках траєкторії обкату тарілчастого круга за евольвентним профілем зуба. Відмінність температур, що формуються на різних фрагментах траєкторії обкату, пояснюється тим, що в різних точках евольвентного профілю протікають різні теплові процеси. Вони зумовлені різною кількістю теплових дій на ці точки, різними часовими інтервалами між інтервалами між взаємодіями, різними тривалостями дій. На рис. В.3 показано три плями контакту тарілчастого шліфувального круга із оброблюваним зубом, одна із яких розташована біля основи зуба (рис. В.4), інша – в районі ділильного кола (рис. В.5), а третя – на головці зуба (рис. В.6). Розміри плями контакту тарілчастого круга із зубом колеса безперервно змінюються в процесі обкату.

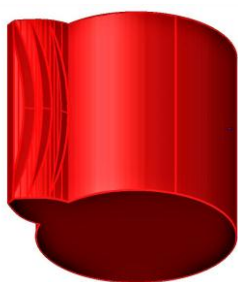
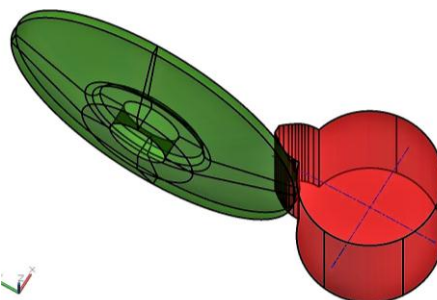
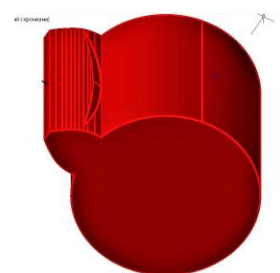


Рисунок В.3 – Плями контакту тарілчастого шліфувального круга із різними ділянками евольвентного профілю зуба



а

Рисунок В.4 – Пляма контакту тарілчастого шліфувального круга (а) із нижньою частиною евольвентного профілю зуба (б)



б

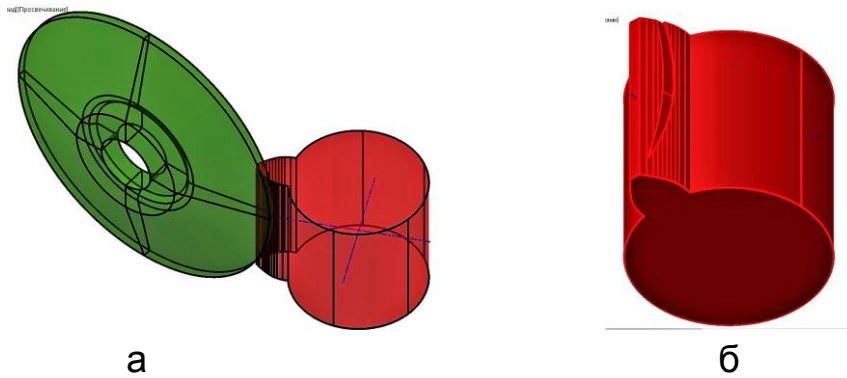


Рисунок В.5 – Пляма контакту тарілчастого шліфувального круга (а) із евольвентним профілем зуба в районі ділильного циліндра (б)

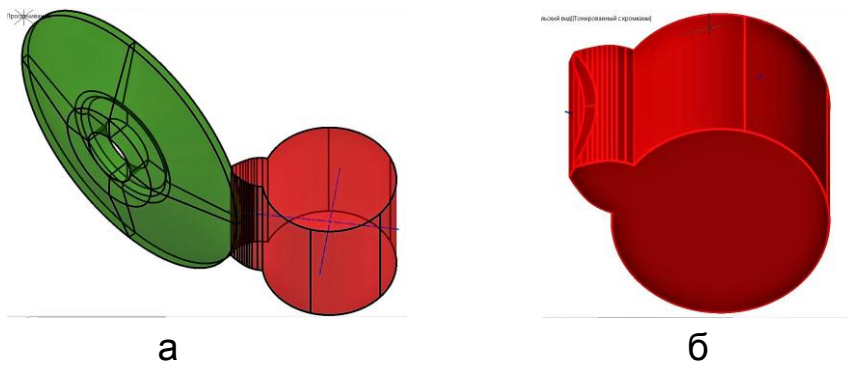


Рисунок В.6 – Пляма контакту тарілчастого шліфувального круга (а) із верхньою частиною евольвентного профілю зуба (б)

Під час обкату абразивного інструмента по зубу у напрямі западини площа плями зменшується, а під час обкату в напрямі вершини зуба – збільшується. Це пов'язано із мінливістю радіуса кривизни евольвенти в межах не більше висоти оброблюваного зуба: на вершині зуба він найбільший, а на основі зуба – найменший (рис. В.7, рис. В.8). На рис. В.9 – рис. В.11 показано реальну форму плями контакту тарілчастого шліфувального круга із оброблюваним зубом довжиною X .

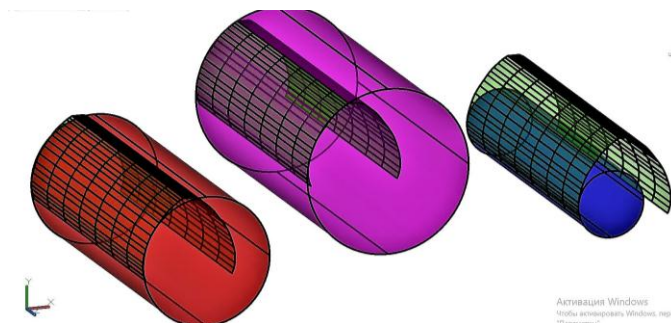


Рисунок В.7 – Прямі кругові циліндри, що імітують фрагменти евольвентного профілю зуба на головці, нізці та в середній частині

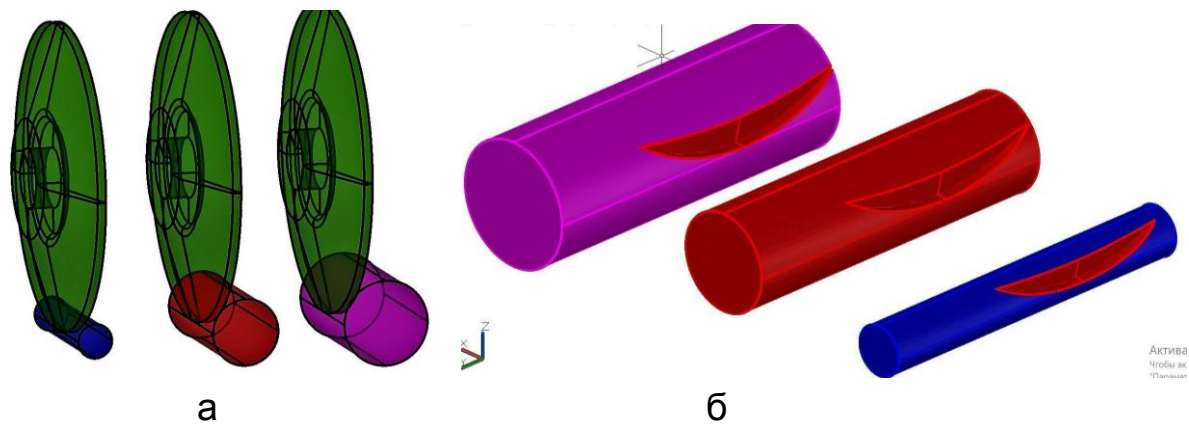


Рисунок В.8 – Плями контакту тарілкового шліфувального круга (а) із циліндрами, що імітують ділянки евольвентного профілю зуба на головці (фіолетовий), ніжці (синій) та в районі ділильного циліндра (червоний) (б)

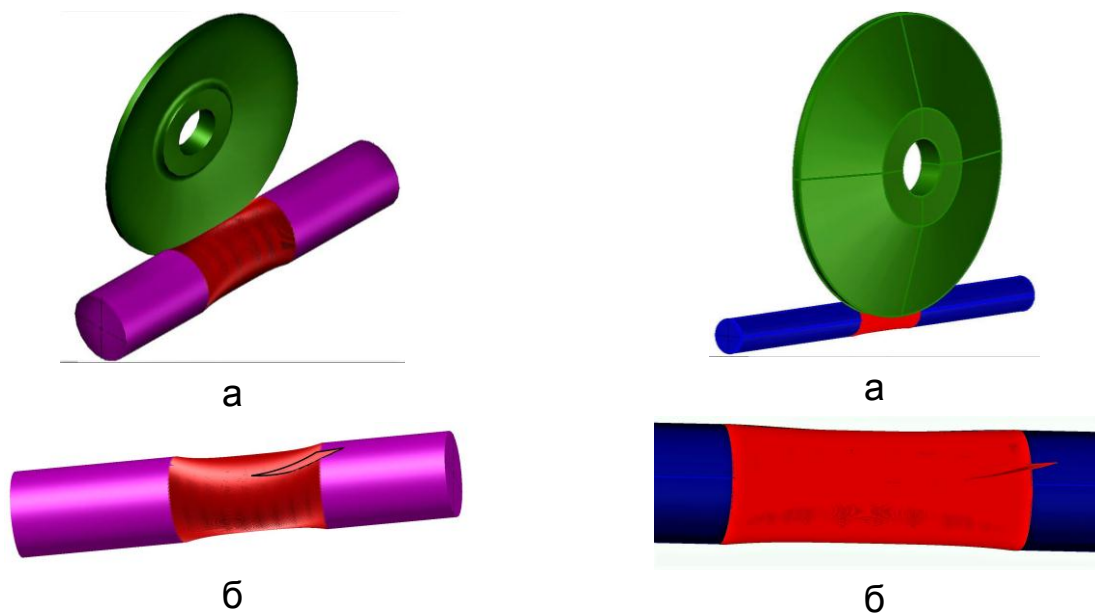


Рисунок В.9 – Реальна пляма контакту тарілкового круга (а) із циліндром, що імітує евольвентний профіль на головці зуба, із урахуванням зміщення інструменту від обробленої раніше ділянки у напрямі робочої подачі на величину шляху обкату (б)

Рисунок В.10 – Реальна пляма контакту тарілкового круга (а) із циліндром, що імітує евольвентний профіль в районі основи зуба, із урахуванням попередньо обробленої ділянки ширини зубчастого вінця із подальшим зміщенням інструменту в напрямі поздовжньої подачі (б)

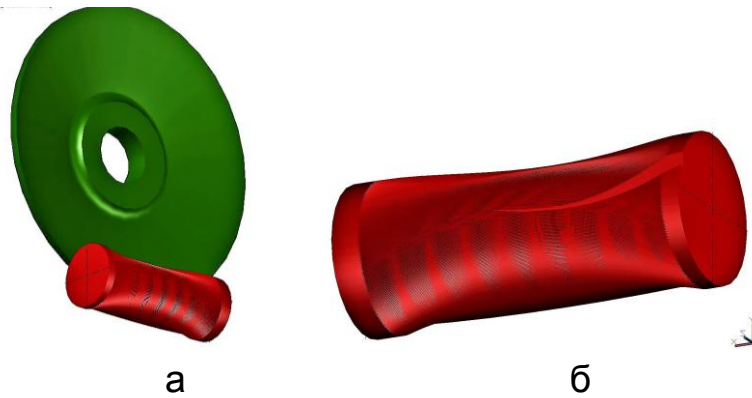


Рисунок В.11 – Реальна пляма контакту тарілчастого круга (а) із циліндром, що імітує евольвентний профіль в районі ділильного кола, із урахуванням зміщення інструменту від обробленої ділянки у напрямі робочої подачі на величину, що відповідає величині шляху обкату (б)

Зазвичай, у технічній літературі за пляму контакту приймають сегмент із максимальною товщиною в центрі та довжиною, що дорівнює $2X$. Це пов'язано із тим, що під час контакту круга із виробом, зазвичай, не враховують наявність на зубі перехідної ділянки (зони різання) і обробленої раніше поверхні. Це призводить до спотворення форми та значного завищення площі плями контакту. Якщо межі плями контакту абразивного інструменту із зубом шестірні прийняти за межі теплового джерела, то це джерело у процесі шліфування зуба за нульовою схемою неодноразово проходить над кожною точкою оброблюваної поверхні і зустрічатиметься із ділянками теплопровідного простору, попередньо нагрітими на попередніх обкатувальних рухах. Точки, розташовані на різних ділянках оброблюваної поверхні, сприймають різну кількість теплових дій: точка, розташована на голівці зуба, сприймає 7 нагрівань (рис. В.12, рис. В.13), точка на ділильному колі – 5 нагрівань (рис. В.14, рис. В.15), а точка на основі зуба нагрівається тричі (рис. В.16, рис. В.17). У межах висоти зуба імовірність появи термічних дефектів має мінливий характер і у більшості випадків набуває максимальних значень на голівці зуба [128; 150].

Для теоретичного обґрунтування локалізації термічних дефектів на голівці зуба необхідно вміти виконувати розрахунки температур на різних ділянках бічних поверхонь зубів, що виникають під час шліфування кругами тарілчастої форми за нульовою схемою, із урахуванням

багаторазової теплової дії на кожну точку оброблюваної поверхні. Основою моделювання температурних полів під час багатопрохідного шліфування є одновимірна теплофізична схема, в якій точка теплопровідного середовища піддається багаторазовому нагріванню.

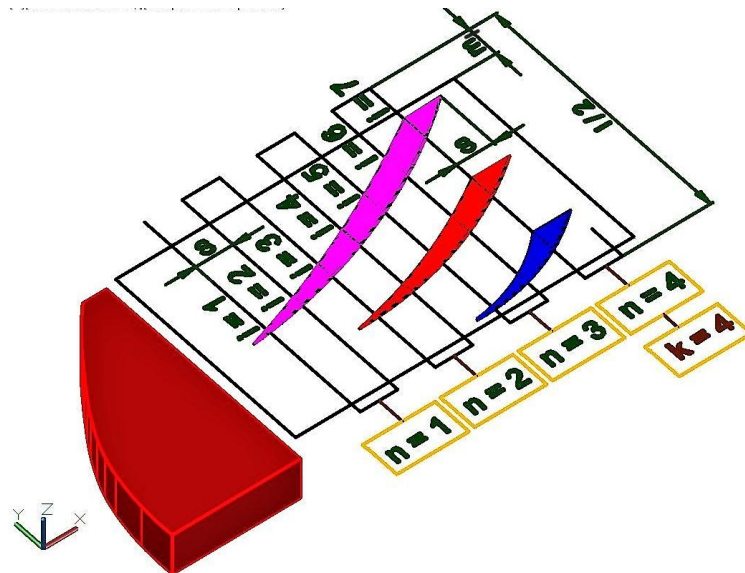


Рисунок В.12 – Схема проходження точки під тепловим джерелом за час чотирьох подвійних обкатувальних рухів тарілчастого круга по оброблюваному зубу під час знаходження джерела тепла на головці зуба

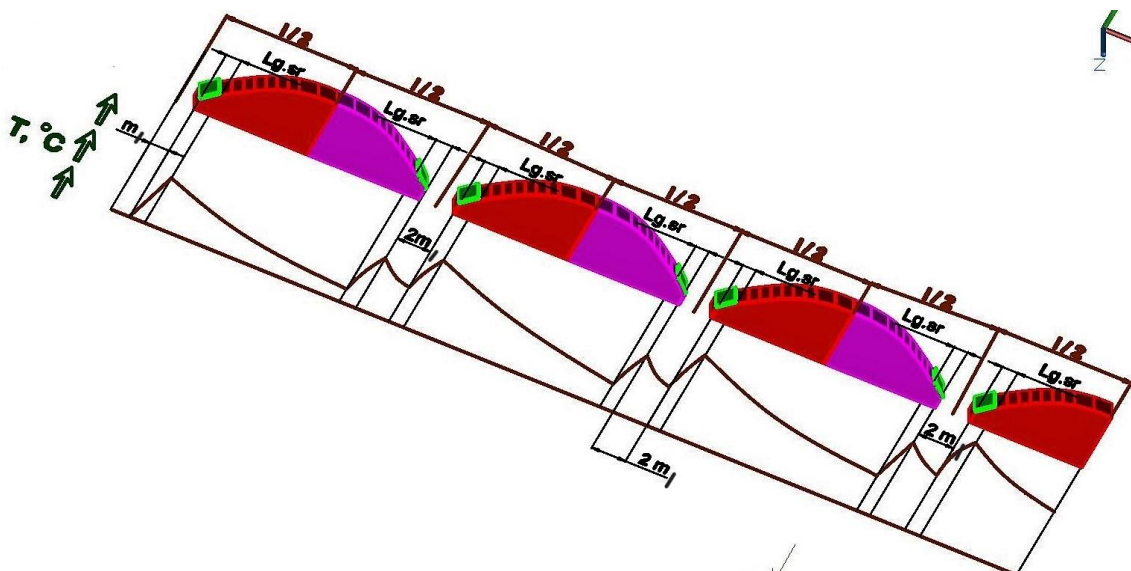


Рисунок В.13 – Зміна поверхневої температури в точці, розташованій на головці зуба, за сумарний час чотирьох подвійних обкатувальних рухів тарілчастого круга по оброблюваному евольвентному профілю

На рис. В.13 показано схему проходження точки під нерухомим плоским тепловим джерелом шириною $L_{g.sr}$, розташованим поблизу вершини зуба ($l/2 = m + 1,25m + m_1$ – довжина прямого або зворотного обкатувального руху, яка чисельно дорівнює сумі висоти зуба та величини виходу абразивного інструменту за межі оброблюваного зуба m_1 : m – модуль зубчастого колеса; l – довжина повного обкатувального руху, яка дорівнює сумі довжин прямого і зворотного ходів).

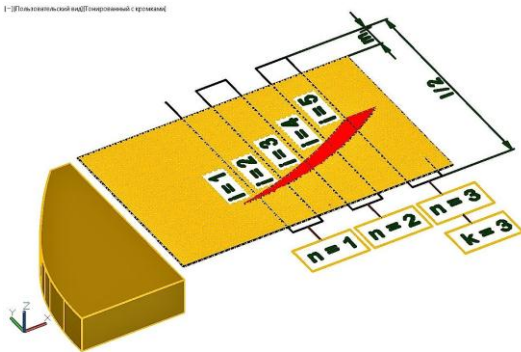


Рисунок В.14 – Схема проходження точки під тепловим джерелом за три подвійні обкатувальні рухи тарілчастого круга по зубу під час знаходження джерела тепла на ділільному колі

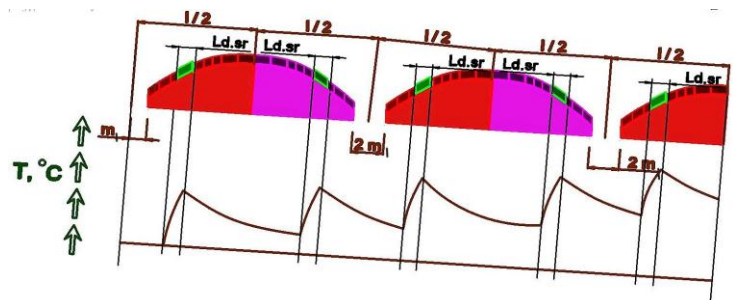


Рисунок В.15 – Зміна поверхневої температури в точці, розташованій в районі ділільного кола, за сумарний час трьох подвійних обкатувальних рухів тарілчастого круга по оброблюваному евольвентному профілю

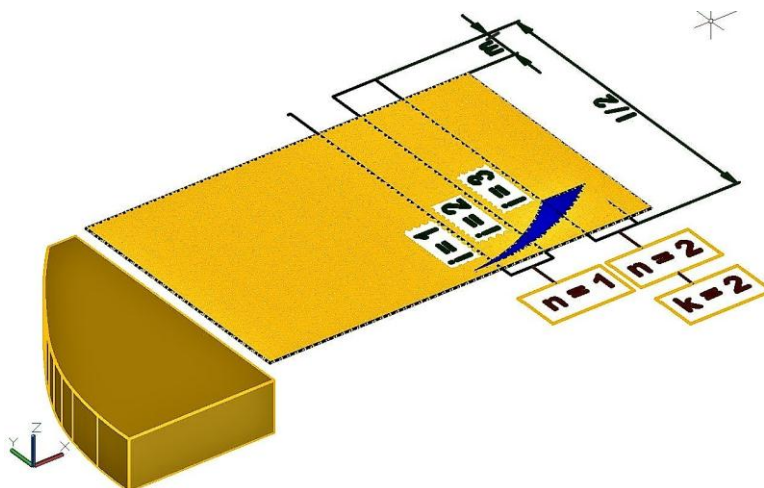


Рисунок В.16 – Схема проходження точки під тепловим джерелом за час двох подвійних обкатувальних рухів тарілчастого круга по зубу під час знаходження джерела тепла в районі основи зуба

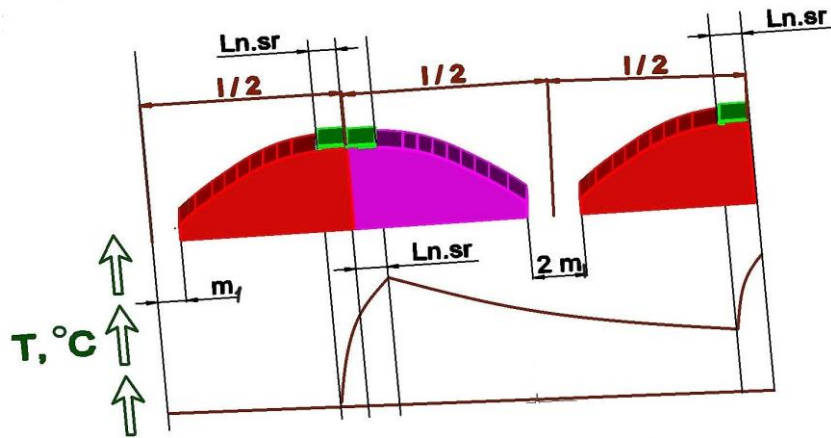


Рисунок в.17 – Зміна поверхньої температури в точці, розташованій на основі зуба, за сумарний час двох подвійних обкатувальних рухів тарілчастого круга по евольвентному профілю

На рис. В.13 показано схему нагрівання точки під час її 7-кратного проходження під плоским тепловим джерелом, розташованим поблизу вершини зуба. Із рис. В.12 і рис. В.13 видно, що кількість проходжень точки під тепловим джерелом залежить від його довжини X і поздовжньої подачі S . Кількість нагрівань точки збільшується зі збільшенням розмірів плями контакту та зі зменшенням S . Тривалість нагрівання точки збільшується зі збільшенням ширини теплового джерела $L_{g.sr}$:

$$L_{g.sr} = \frac{1}{2 \cdot k} \cdot \sum_{i=1}^{2 \cdot k} L_{g \cdot i}; \quad (B.1)$$

$$L_{g \cdot i} = \sqrt{2 \cdot r \cdot t_i - t_i^2} \quad \text{для} \quad 1 \leq i \leq 2 \cdot k; \quad (B.2)$$

де $r = 0,4 \cdot m$ – радіус округлення кромки тарілчастого круга;

t_i – товщини шарів, що знімаються абразивним інструментом за один обкатний рух на різних ділянках плями контакту:

$$t_1 = (\rho_g + r) - \Delta_1; \quad (B.3)$$

ρ_g – радіус кривизни евольвенти на головці зуба.

$$t_i = (\rho_{g \cdot i-1} + r) - \Delta_1 \quad \text{для} \quad 2 \leq i \leq 2 \cdot k; \quad (B.4)$$

$$\Delta_i = \sqrt{(\rho_{g \cdot i-1} - t_i + r)^2 + \theta_i^2} \quad \text{для} \quad 1 \leq i \leq 2 \cdot k; \quad (B.5)$$

$$\rho_{g \cdot i} = \rho_g - \sum_{i=1}^{2 \cdot k} t_i; \quad (B.6)$$

$$\theta_i = \frac{2 \cdot (R_{кр} - r) - \sqrt{[2 \cdot (R_{кр} - r)]^2 - 4 \cdot (X_g - i \cdot S)^2}}{2}; \quad (B.7)$$

$R_{кр}$ – радіус шліфувального круга;

X_g – довжина плями контакту круга із зубом на головці.

$$X_g = \sqrt{2 \cdot \rho_g \cdot t_0 - t_0^2}; \quad (B.8)$$

t_0 – глибина різання;

$$2 \cdot k = \frac{X_g - S}{S}. \quad (B.9)$$

На рис. В.13 показано характер збільшення температури в окремо взятій точці оброблюваної поверхні під час її переміщення під плоским нерухомим тепловим джерелом, розташованим на головці оброблюваного зуба. Залежність для розрахунку температур, що враховує багаторазовість теплових дій на окремо взяті точки бічної поверхні зуба під час знаходження джерела тепла поблизу вершини зуба, має вигляд:

$$\begin{aligned} T_k = & \frac{2 \cdot \psi \cdot q_g}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l - 2m_1}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \frac{(k-n) \cdot l + l - 2m_1}{V_{обк}}} \right) - \right. \\ & \left. - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + l - 2m_1 - Lg \cdot sr}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + l - 2m_1 - Lg \cdot sr}{V_{обк}}}} \right) \right] + \\ & + \frac{2 \cdot \psi \cdot q_g}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + Lg \cdot sr}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + Lg \cdot sr}{V_{обк}}}} \right) - \right. \\ & \left. - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}}} \right) \right], \quad (B.10) \end{aligned}$$

де $a = \lambda / (c \cdot \rho_m)$ – температуропровідність оброблюваного матеріалу, m^2/c ;

ψ – коефіцієнт, що показує, яка частина роботи перетворюється в тепло;

ρ_m, c, λ – щільність (кг/м^3), теплоємність ($\text{Дж/(кг}\cdot\text{град)}$) і теплопровідність ($\text{Вт/(м}\cdot\text{град.)}$) оброблюваного матеріалу;

q_g – щільність теплового потоку, що формується на головці зуба, Вт/м^2 ;

$V_{\text{обк}}$ – швидкість обкату, м/с ;

$$V_{\text{обк}} = \frac{2 \cdot n'}{1000} \cdot \text{tg} \left(\arccos \frac{r_{\omega} \cdot \cos \alpha_{t\omega}}{r_{\omega} + 1,2 \cdot m \cdot m_1} \right) \cdot R_p; \quad (\text{B.11})$$

n' – кількість подвійних обкатувальних рухів за хвилину;

R_p – радіус ділильного кола оброблюваного колеса;

$$r_{\omega} = R_p = \frac{r_0}{\cos 20^\circ} = \frac{m \cdot z_1}{2}; \quad (\text{B.12})$$

z_1 – кількість зубів на оброблюваному колесі;

m – модуль колеса;

m_1 – величина виходу шліфувального круга за головку зуба під час обкату;

r_0 – радіус основного кола колеса;

$\alpha_{t\omega}$ – кут зачеплення.

Залежність (B.10) містить дві суми, одна із яких формує збільшення температури у фіксованій точці поверхні під тепловим джерелом в процесі здійснення обкатувальних рухів у напрямі западини, а друга сума забезпечує збільшення температур в процесі здійснення рухів обкату у бік вершини зуба.

На рис. B.14 і рис. B.15 наведено одновимірні теплофізичні схеми, які покладено в основу моделювання температурного поля. У цих схемах точка теплопровідного середовища піддається багаторазовому нагріванню із-за її багаторазового проходження під плоским тепловим джерелом шириною $L_d \cdot s_r$, розташованим в районі ділильного кола. На рис. B.15 показано характер температурного поля в районі ділильного кола, що формується під час багатопрохідного зубошліфування тарілоччастим шліфувальним кругом нульовим методом.

Залежність для розрахунку температур, виходячи із рис. B.14 і рис. B.15, має вигляд:

$$\begin{aligned}
T_k &= \frac{2 \cdot \psi \cdot q_d}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \times \\
&\times \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_d \cdot sr}{V_{обк}} + \frac{l}{2 \cdot V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \left(\frac{(k-n) \cdot l + L_d \cdot sr}{V_{обк}} + \frac{l}{2 \cdot V_{обк}} \right)} \right) - \right. \\
&\quad \left. - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}} + \frac{l}{2 \cdot V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}} + \frac{l}{2 \cdot V_{обк}}}} \right) \right] + \\
&+ \frac{2 \cdot \psi \cdot q_d}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_d \cdot sr}{V_{обк}} + \frac{l}{2 \cdot V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_d \cdot sr}{V_{обк}}}} \right) - \right. \\
&\quad \left. - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}}} \right) \right]. \tag{B.13}
\end{aligned}$$

Схеми формування збільшення температури у точці, що переміщується вздовж траєкторії обкату тарілчастого шліфувального круга по оброблюваному зубу колеса і періодично проходить під нерухомим плоским джерелом тепла, розташованим в районі основи зуба, показано на рис. В.16 і рис. В.17.

На рис. В.17 показано характер зміни температури у цій точці в процесі шліфування зуба.

Залежність для розрахунку температур, що базується на рис. В.16 і рис. В.17, має вигляд:

$$\begin{aligned}
T_k &= \frac{2 \cdot \psi \cdot q_d}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \times \\
&\times \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + 2L_n \cdot sr}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \frac{(k-n) \cdot l + 2L_n \cdot sr}{V_{обк}}} \right) - \right.
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_n \cdot sr}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_n \cdot sr}{V_{обк}}}} \right) \Bigg] + \\
& + \frac{2 \cdot \psi \cdot q_d}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot \sum_{n=1}^k \left[\sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_n \cdot sr}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l + L_n \cdot sr}{V_{обк}}}} \right) - \right. \\
& \left. - \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}} \cdot \text{ierfc} \left(\frac{t_0}{2 \cdot \sqrt{a} \cdot \sqrt{\frac{(k-n) \cdot l}{V_{обк}}}} \right) \right]. \tag{B.14}
\end{aligned}$$

На рис. В.18 – рис. В.20 наведено результати розрахунків довжин плям контакту X оброблюваної шестірні, кількості проходження точки під тепловим джерелом $2 \cdot k$ і температур T у точках 1 (у верхній частині головки зуба), 2 (в районі діляльного кола) і 3 (в районі основи зуба) під час шліфування зубчастих коліс ($z = 20$, $m = 2$ мм, $m = 8$ мм) із цементованої сталі 18Х2Н4МА тарілчастим кругом $R_{кр} = 100$ мм за нульовою схемою із режимом обробки: $t_0 = 0,05$ мм; $n' = 112$ хв⁻¹; $S = 1,5$ мм; $S = 3$ мм.

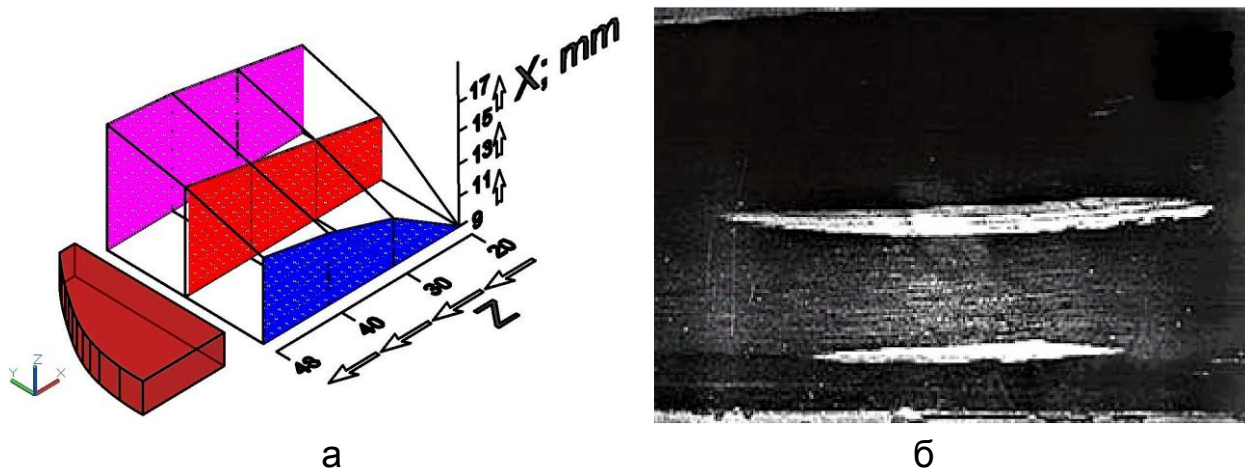


Рисунок В.18 – Збільшення довжини плями контакту тарілчастого круга із зубом шестерні за умови його переміщення від основи зуба до його головки для модуля $m = 2$ мм і кількості зубів $20 < Z < 48$: розрахункові дані (а); експериментальні дані (б) [150]

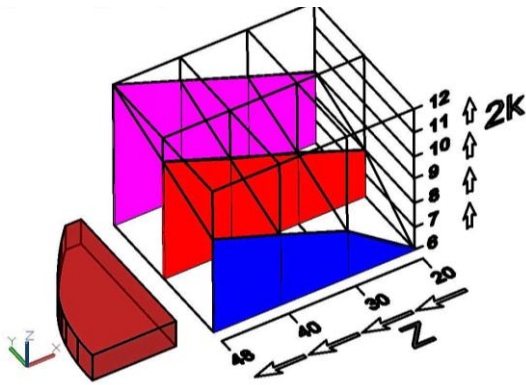


Рисунок В.19 – Збільшення кількості проходів $2k$ теплового джерела над фіксованою точкою оброблюваної поверхні зі зміщенням цієї точки від основи зуба до головки зуба для модуля $m = 2$ мм і кількості зубів $20 < Z < 48$

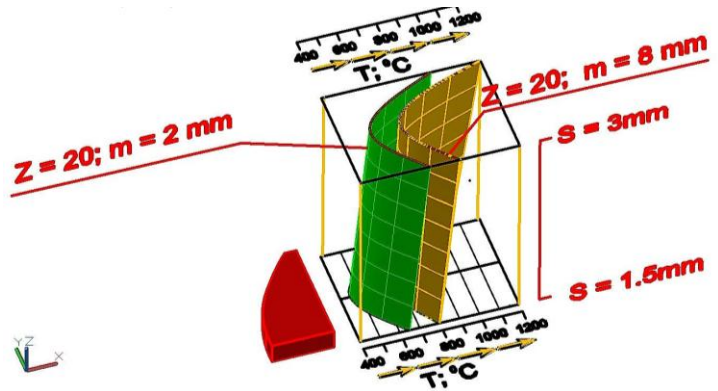


Рисунок В.20 – Розрахункові температури, сформовані під час шліфування зубчастих коліс ($z = 20$; $m = 2$ мм; $m = 8$ мм) із цементованої сталі 18Х2Н4МА тарілчастим кругом за нульовою схемою із режимом обробки: $t = 0,05$ мм; $n' = 112$ 1/хв; $1,5$ мм $< S < 3,0$ мм

Експериментальне визначення площі контакту тарілчастого круга із евольвентним профілем зуба передбачало введення інструменту в зачеплення із колесом та вимірювання отриманого сліду [150]. У цьому випадку під час визначення плями контакту не враховували наявність на оброблюваному зубі перехідної ділянки (зони різання) та обробленої раніше поверхні. Для того, щоб врахувати ці особливості процесу формоутворення, зубчасте колесо попередньо обробляли на частину ширини зубчастого вінця, яка відповідала досліджуваній фазі зачеплення інструмента із колесом, потім інструмент виводили із зачеплення і зміщували в напрямі поздовжньої подачі на величину довжини обкату. Шліфувальний круг залишав слід на оброблюваному зубі (рис. В.18,б).

Із рис. В.12 видно, що в процесі обкатування тарілчастого круга в напрямі вершини зуба відбувається збільшення довжини плями абразивного контакту інструменту із оброблюваним матеріалом. Під час багатопрохідного шліфування точка, яка розташована в основі зуба, сприймає меншу кількість теплових дій порівняно із точкою, що знаходиться на голівці зуба. Зі зростанням кількості зубів збільшується кількість торкань робочої поверхні шліфувального круга із фіксованою точкою евольвентного оброблюваного профілю. Із рис. В.20 видно, що

температура в середній частині профілю зуба на 35 – 45 % менше, ніж на голівці зуба та на 18 – 22 % менше, ніж на ніжці. Із рис. В.20 видно, що зі збільшенням модуля m та поздовжньої подачі S спостерігається збільшення температури шліфування T . Під час зубошліфування тарілчастими кругами залежність глибини дефектного (відпущеного) шару hd від глибини різання t має лінійний характер (рис. В.21) [128].

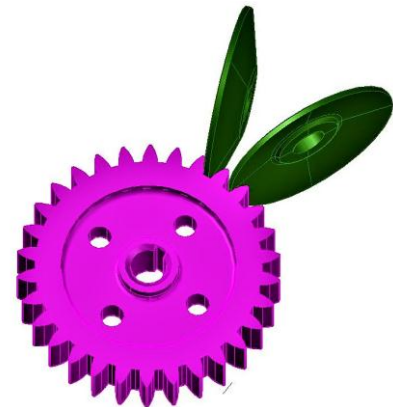
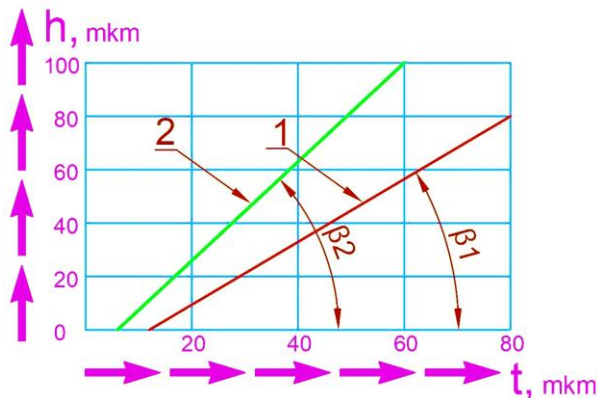


Рисунок В.21 – Залежність глибини дефектного шару від глибини шліфування на верстатах, що працюють двома тарілчастими кругами за "нульовою" (пряма 1) і "15-градусною" (пряма 2) схемами

Рисунок В.22 – "15- і 20-градусний" спосіб шліфування

Із наведених графіків видно, що за 15-градусною схемою шліфування (рис. В.22) припикання відпустки починають утворюватися за менших глибин різання, а процес поширення критичних температур углиб деталі протікає більш інтенсивно порівняно із нульовим способом шліфування (рис. В.1). Якщо експериментальним шляхом визначити глибини відпущених шарів $hd.a$ і $hd.b$, що утворилися із глибинами різання t_a і t_b , то можна визначити тангенс кута нахилу прямої $tg\beta$, що визначає графік $hd = f(t)$ (рис. В.23). Глибину різання t_0 , за якої не виникають припикання відпустки, можна визначити із співвідношень: $tg\beta = hdb / (tb - t_0)$; $t_0 = (tb \cdot tg\beta - hdb) / tg\beta$.

Знаючи глибину різання t_0 , за якою не утворюються припикання відпустки, і кут β , можна розраховувати глибини різання під час багатопрохідного шліфування, що задовольняють умові: глибина поширення припикання не повинна перевищувати припуск, що залишився на

наступні проходи. Глибина різання на різних проходах шліфування розраховується за залежністю: $t_i = t_{i-1} + t_{i-1} \cdot \operatorname{tg}(90^\circ - \beta)$, $1 \leq i$.

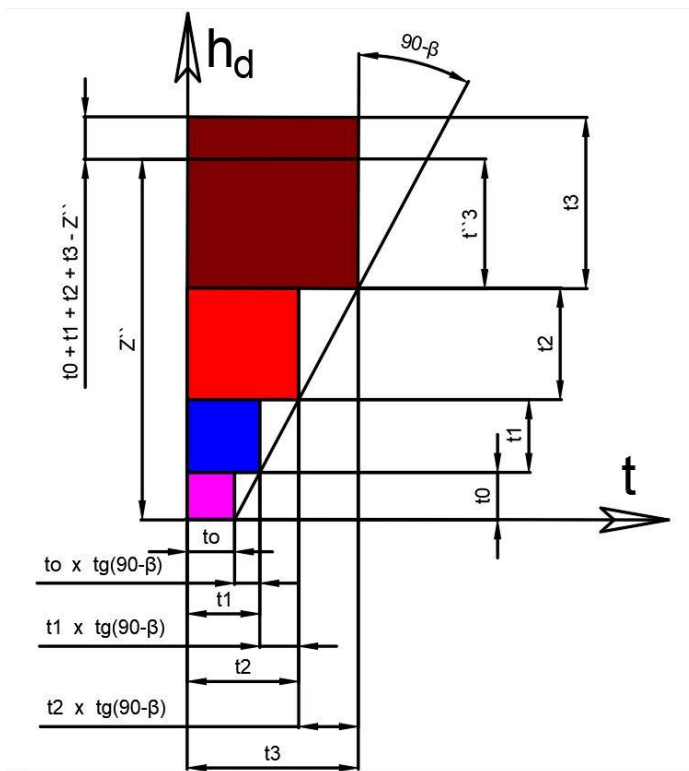


Рисунок В.23 – Схема розподілу припуску під час багатопрохідного зубошліфування

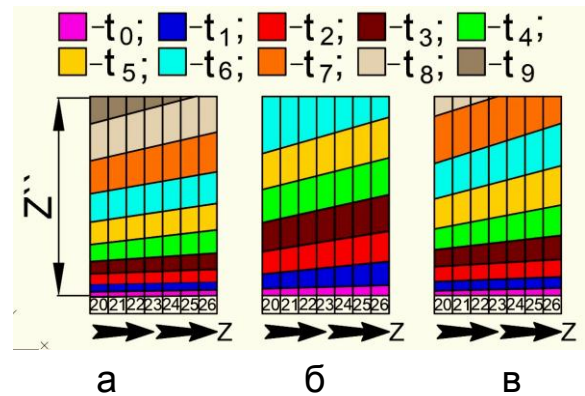


Рисунок В.24 – Розподіл припуску Z'' за проходами, розрахований у вершини зуба (а), на ділильному колі (б) і біля основи зуба (в) для інтервалу із кількістю зубів $20 < Z < 26$ і постійному модулі $m = 2$ мм

Нумерація глибин різання на різних проходах зубошліфування на рис. В.23 відповідає послідовності їхнього розрахунку і не збігається із порядком пошарового видалення припуску Z'' . Сума розрахункових глибин різання t_i повинна дорівнювати величині загального припуску Z'' . Якщо сума товщин зрізів оброблюваного матеріалу перевищить величину припуску Z'' , то остання розрахункова глибина t_3 має бути скоригована у бік зменшення t_3'' (рис. В.23).

На рис. В.24 показано характер розподілу загального припуску Z'' за проходами. Із рис. В.24 видно, що на різних ділянках евольвентного профілю зубів потрібна різна кількість проходів шліфування для запобігання появі припикань відпустки: 10 – у вершини зуба (а), 7 – на ділильному колі (б), 9 – у основи зуба (в). Розрахунки глибин різання t_i

здійснювали за методикою, наведеною у роботі [128]. Отримані результати можна пояснити тим, що за графіком (рис. В.20) найменша теплонапруженість досягається у районі ділильного кола. Тому шліфування можна здійснювати із більшими глибинами різання і, як наслідок, із меншою кількістю проходів. Найбільша теплонапруженість досягається у вершини зуба, тому для запобігання появі припикань відпустки потрібно більше проходів. Припикання призводять до різких коливань твердості за глибиною структурно-зміненого шару. Чим більше глибина проникнення критичної температури вглиб деталі, тим значніше зменшення мікротвердості на поверхні. Чим вище теплонапруженість шліфування, тим інтенсивніше здійснюється відпустка мартенситу і тим глибше припикання відпустки. Для зменшення глибин поширення припикання відпустки необхідно під час розподілу загального припуску за проходами шліфування зменшувати глибини різання, оскільки це приводить до збільшення кількості технологічних переходів і, як наслідок, збільшення часу обробки та собівартості виготовлення зубчастих коліс.

Виходячи із отриманих результатів досліджень можна навести висновки.

1. Розроблено математичну модель, що дозволяє виконувати розрахунки поверхневих температур під час шліфування зубчастих коліс двома тарілчастими кругами за нульовою схемою.

2. Розрахунками встановлено, що температури і глибини проникнення критичних температур, які викликають структурні зміни в оброблюваному матеріалі, вглиб деталі в різних точках траєкторії обкату шліфувального круга по зубу різні: чим далі від ділильного кола, тим більше температура шліфування і глибина дефектного шару.

3. Розроблено інженерну методику визначення глибин різання під час багатопрохідного шліфування на верстатах, що працюють двома тарілчастими кругами за нульовою схемою. Виконано розрахунки із розподілу припуску в початковій, середній та кінцевій точках евольвентного профілю зуба. Встановлено, що для запобігання появі припикань на остаточно обробленій поверхні процес шліфування на різних ділянках оброблюваного профіля зуба повинен здійснюватися із різною кількістю проходів. Найменшу кількість проходів слід здійснювати на ділильному колі, а найбільшу – біля вершини зуба.

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Загальні теоретичні підходи до визначення енергоємності обробки та температури різання і умов їх зменшення	5
1.1. Закономірності формування енергоємності механічної обробки	5
1.2. Розрахунок і аналіз умовного напруження різання	10
1.3. Теоретичний аналіз і технологічні умови зменшення умовного напруження різання	14
1.4. Розрахунок і аналіз температури різання	27
1.5. Обґрунтування закономірностей формування температури шліфування та умов її зменшення	32
1.6. Спрощений розрахунок температури шліфування	35
1.7. Уточнений розрахунок температури шліфування	41
1.8. Теоретичне визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і лезової обробки	52
1.9. Узагальнюючий теоретичний підхід до розрахунку та аналізу температури шліфування	61
1.10. Теоретичний підхід до забезпечення умов підвищення якості і продуктивності механічної обробки	67
1.11. Аналіз існуючих підходів до визначення температури шліфування	72
Висновки до розділу 1	83
Розділ 2. Подальший розвиток теплофізичних рішень професора Якимова Олександра Васильовича	87
2.1. Фізична сутність і технологічні можливості переривчастого шліфування	105
2.2. Розроблення математичної моделі теплового процесу переривчастого шліфування	112
2.3. Визначення температури різання під час глибинного шліфування та обґрунтування умов її зменшення	126
2.4. Обґрунтування технологічних можливостей глибинного алмазного шліфування за температурним критерієм	132

2.5. Визначення розподілу температури у прямокутній пластині для заданої щільності теплового потоку	139
Висновки до розділу 2	148
Розділ 3. Розроблення математичної моделі формування параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки	151
3.1. Теоретико-імовірнісний підхід до розрахунку та аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки	151
3.2. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивної обробки	164
3.3. Розширення можливостей розрахунку параметрів шорсткості поверхні під час шліфування	176
3.4. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки	179
3.5. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки із урахуванням зношування ріжучих зерен шліфувального круга	184
Висновки до розділу 3	190
Розділ 4. Визначення оптимальних умов абразивної обробки за критерієм найменшої шорсткості обробленої поверхні	191
4.1. Спрощений кінематичний підхід до розрахунку і аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивної обробки	191
4.2. Кінематичні схеми формування шорсткості поверхні під час шліфування	206
4.3. Умови високоякісного шліфування твердосплавних виробів алмазними кругами на металевих зв'язках	214
4.4. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні під час абразивного полірування	217
4.5. Технологічне забезпечення параметрів якості оброблюваних поверхонь деталей із оптичними характеристиками	226

4.6. Технологічні рішення щодо підвищення світловідбивної здатності поверхневих шарів деталей	243
4.7. Експериментальне оцінювання отриманих теоретичних рішень	247
Висновки до розділу 4	252
Розділ 5. Визначення шляхів підвищення точності фінішної механічної обробки	255
5.1. Умови формування пружних переміщень у технологічній системі під час фінішної механічної обробки	255
5.1.1. Розроблення математичної моделі формування пружних переміщень під час фінішної механічної обробки матеріалів	257
5.1.2. Загальне рішення диференціального рівняння інтенсивності знімання матеріалу в процесі обробки із урахуванням пружних переміщень у технологічній системі	262
5.1.3. Технологічне забезпечення продуктивності і точності обробки під час шліфування	266
5.1.4. Оптимізація структури і параметрів операції круглого зовнішнього поздовжнього глибинного шліфування	279
5.2. Теоретичний аналіз параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі	282
5.2.1. Формування параметрів точності обробки із урахуванням похибки форми заготовки	282
5.2.2. Умови виправлення похибки форми заготовки	284
5.2.3. Виправлення похибки форми заготовки під час обробки без поперечної подачі із початковим натягом у технологічній системі (на етапі виходжування)	285
5.3. Обґрунтування та вибір найбільш ефективних способів фінішної механічної обробки високоточних поверхонь	287
5.4. Вплив пружних переміщень, виникаючих в технологічній системі, на точність і продуктивність	

обробки під час круглого зовнішнього урізного шліфування	313
5.5. Закономірності управління пружними переміщеннями, виникаючими в технологічній системі, під час шліфування	319
5.6. Вплив динаміки процесу різання на точність обробки	325
Висновки до розділу 5	332
Розділ 6. Умови підвищення продуктивності механічної обробки	335
6.1. Теоретичний аналіз умов підвищення продуктивності механічної обробки	335
6.2. Визначення механічних напружень у ріжучому клині інструменту та умов їх зменшення	345
6.3. Загальний підхід до розрахунку продуктивності обробки під час шліфування	353
6.4. Теоретичне обґрунтування шляхів підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування	358
6.5. Підвищення ефективності процесу електроерозійного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках на операціях шліфування	363
6.6. Розроблення високопродуктивної технології алмазного електроерозійного шліфування ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту	368
6.7. Встановлення аналітичних взаємозв'язків між силою різання і продуктивністю обробки в умовах круглого зовнішнього поздовжнього алмазного шліфування	386
Висновки до розділу 6	391
Висновки	393
Список використаних джерел	397
Додаток А. Дослідження впливу масштабування ріжучих елементів дискретизованої робочої поверхні абразивних кругів на геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару шліфованих деталей	413

Додаток Б. Теоретичний аналіз впливу характеристик переривчастих абразивних кругів на їх ріжучу здатність і геометричні та фізико-механічні показники якості поверхневого шару шліфованих деталей	423
Додаток В. Поверхневі температури та припікання відпустки, що виникають під час шліфування цементованих зубчастих коліс двома тарілчастими кругами, на різних ділянках евольвентного оброблюваного профілю	437

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ
ВИСОКОЯКІСНОЇ
ТА ВИСОКОТОЧНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до друку 12.12.2024 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 26,74.
Наклад 300 пр. Заказ № 217.

Видавництво та друкарня ПП "Ліра ЛТД"
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК № 6042 від 26.02.2018.

dnipro.lira@gmail.com | +38 (067) 561-57-05 | lira.dp.ua