

**ОСНОВИ ОБРОБКИ  
МЕТАЛЕВИХ ВИРОБІВ  
З ОПТИЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ**

**Монографія**

**Харків. ХНЕУ, ім. С. Кузнеця, 2015**

УДК 621.923  
ББК 34.637.3  
Н 73

Рецензенти: завідувач кафедри технології та автоматизації виробництва радіоелектронних та електронно-обчислювальних засобів Харківського національного технічного університету радіоелектроніки, докт. техн. наук, професор *Невлюдов І. Ш.*; академік Транспортної академії України, професор кафедри “Теоретична механіка та деталі машин” Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка, докт. техн. наук *Коломієць В. В.*; провідний інженер-технолог Державного підприємства Харківський машинобудівний завод “ФЕД”, канд. техн. наук *Рябенков І. О.*

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

Протокол №6 від 19.12.2014 р.

**Авторський колектив:** докт. техн. наук, професор Новіков Ф. В. – вступ, п. 1.1 – 1.5, 2.1 – 2.3, 3.1, 6.1; канд. техн. наук, доцент Шкурупій В. Г. – п. 1.6 – 1.9, 2.4 – 2.7, 3.2, 3.3, 6.2 – 6.4, розділи 4, 5, 7, висновки.

**Новіков Ф. В.**

Н73 Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій. – Х. : ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с. (Укр. мов.)  
ISBN 978-966-676-612-3

Наведено наукові основи створення прогресивних технологій фінішної механічної та фізико-технічної обробки металевих виробів з оптичними властивостями, які працюють в умовах інтенсивної світлової дії. Обґрунтовано умови підвищення якості та продуктивності обробки світловідбивальних і світлорозсіювальних поверхонь металевих виробів із тонкого листа та стрічок космічного призначення, лазерних дзеркал тощо. Надано практичні рекомендації щодо ефективного використання розроблених технологій обробки у виробництві.

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

**УДК 621.923**  
**ББК 34.637.3**

**ISBN 978-966-676-612-3**

© Новіков Ф. В., Шкурупій В. Г., 2015  
© Харківський національний економічний університет імені Семена Кузнеця, 2015

# Вступ

З метою зниження ваги, габаритів і економії конструкційних матеріалів у виготовленні сучасних машин і систем широко використовуються металеві вироби з тонкого листа та стрічок. Частина таких виробів працює в умовах дії світлового потоку, що призводить до нерівномірного нагрівання та значних температурних деформацій, які знижують експлуатаційні властивості виробів. До них відносять різного роду телескопічні системи, довгомірні трубчасті елементи, деталі, використовувані в космічних літальних апаратах, наприклад: елементи зовнішніх оболонок, пружні виносні елементи у вигляді трубок із тонких пружинних стрічок, що згортаються в площину (штанги систем гравітаційної орієнтації й стабілізації, антени та ін.), виготовлені з матеріалів з особливими властивостями пружності та теплового лінійного розширення (хромонікелевих, мідно-берилієвих сплавів та ін.).

Зменшити температуру нагрівання металевих виробів, які працюють в умовах дії світлового потоку, можна за рахунок створення на них світловідбивальних поверхонь, у тому числі методами механічної та фізично-технічної обробки. У значній мірі це відноситься до дзеркал лазерних установок, які виготовляють із міді й її сплавів, молібдену, берилієвих та інших сплавів із забезпеченням високої відбивальної здатності поверхонь. Однак на сьогодні недостатньо розроблені практичні рекомендації з технологічного забезпечення високої світловідбивальної та випромінювальної здатностей поверхонь таких металевих виробів із оптичними властивостями. Не досліджений взаємозв'язок шорсткості та оптичних характеристик оброблюваних поверхонь, що не дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору оптимальних методів і умов обробки.

Перспективними є процеси абразивної й електрохімічної обробки, які можуть забезпечити необхідні значення цих характеристик. Проте ці процеси багаточинникові, дають нестабільні результати, особливо при обробці тонких пружних стрічок, і вимагають подальшого вивчення. Практична реалізація цих процесів недостатньо досліджена для їх серійного застосування. Усе це вказує на необхідність проведення комплексу теоретичних і експериментальних досліджень з технологічного забезпечення геометричних і оптичних характеристик поверхонь металевих виробів, особливо деталей з тонкого листа та стрічок, з метою підвищення їх експлуатаційних властивостей. Тому в роботі вирішується важливе й

актуальне науково-практичне завдання з розробки ефективних технологічних процесів фінішної абразивної та лезової обробки поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок для додання їм необхідних геометричних і оптичних характеристик. Необхідність вирішення даного завдання продиктовано також проблемами створення матових поверхонь деталей, що розсіюють світло та забезпечують підвищення їх зносостійкості та маслоутримання, наприклад, пар тертя торцевих ущільнень або деталей, які забезпечують естетичні властивості виробів.

У результаті проведених досліджень розроблено математичну модель визначення шорсткості поверхні у абразивній обробці. Аналітично встановлений зв'язок шорсткості й оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь на основі трьох критеріїв шорсткості: відносної довжини профілю шорсткості  $l_0$ , відношення середньоарифметичного відхилення профілю шорсткості до максимального значення висотного параметра шорсткості поверхні ( $R_a/R_{max}$ ) і критерію шорсткості  $F'$  – параметра, встановленого з умови енергетичної рівноваги регулярного або нерегулярного профілю шорсткості, що утворюється під час обробки поверхні. Це дозволило науково обґрунтовано підійти до вибору оптимального методу обробки світловідбивальних поверхонь. Отже, доведена можливість істотного підвищення світловідбивальних характеристик поверхонь за рахунок зменшення відношення параметрів шорсткості обробки  $R_a/R_{max}$  у межах 0,29 ... 0. Розроблено аналітичну модель стійкості довгомірних трубчастих елементів із пружинних стрічок у абразивній обробці їх поверхонь, що дозволило визначити оптимальні умови обробки, які забезпечують максимально можливу продуктивність обробки з урахуванням обмеження за параметрами якості й оптичними характеристиками оброблюваних світловідбивальних поверхонь.

Наведені в роботі технології фінішної обробки металевих виробів із оптичними властивостями набули застосування у виробництві й упроваджені на ряді машинобудівних підприємств. Результати досліджень використовуються також у навчальному процесі на кафедрі техніки та технології Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця у вивченні дисциплін “Основи технологічних систем”, “Системи технологій промисловості”, “Системи технологій в машинобудуванні” та ін.

# **Розділ 1. Аналіз найбільш істотних проблем виготовлення металевих виробів із оптичними властивостями**

## **1.1. Загальна характеристика металевих виробів, які працюють в умовах дії світлового потоку**

Створення космічних літальних апаратів, лазерної техніки, геліо-техніки поставило перед машинобудуванням ряд нових проблем, пов'язаних із забезпеченням таких найважливіших експлуатаційних властивостей металевих виробів, як здатність відбивати (поглинати) електромагнітні хвилі оптичного діапазону спектра випромінювання Сонця [120; 124; 140]. До цих виробів слід віднести дзеркала лазерних установок, що виготовляються з міді й її сплавів, молібдену, берилієвих та інших сплавів із забезпеченням високої відбивної здатності поверхонь. Дзеркала можуть бути плоскими, сферичними, увігнутими та досягати розмірів 1 000 мм.

Широке застосування у виробництві металевих виробів, які працюють в умовах дії світлового потоку, отримали тонкі листи та стрічки. Вони дозволяють знизити вагу та габарити виробів, забезпечуючи необхідні жорсткість і міцність конструкції. Проте такі вироби характеризуються рядом недоліків, пов'язаних з нерівномірним нагріванням, появою значних температурних деформацій та погіршенням (або повною втратою) експлуатаційних властивостей. Це стосується різноманітних телескопічних гідравлічних систем, довгомірних трубчастих елементів та інших виробів, наприклад, широко застосовуваних у космічних літальних апаратах: космічних радіаторів, зовнішніх оболонок, пружних виносних елементів у вигляді трубок із тонких пружних стрічок (антен [125], штанг систем гравітаційної стабілізації) та ін. (рис. 1.1, 1.2).

Тому для ефективної роботи виробів з тонкого листа та стрічок в умовах дії світлового потоку важливо зменшити температуру їх нагрівання, що на практиці досягають різними методами. Одним з ефективних методів ефективної роботи є створення світловідбивальних поверхонь виробів, наприклад, за рахунок нанесення на них фарб і світловідбивальних покриттів. Як впливає із рис. 1.3 і рис. 1.4, це призводить до змен-

шення коефіцієнта поглинання та збільшення коефіцієнта випромінювання, що створює об'єктивні передумови зменшення нерівномірності нагрівання, температури поверхні та, відповідно, підвищення експлуатаційних властивостей виробів.

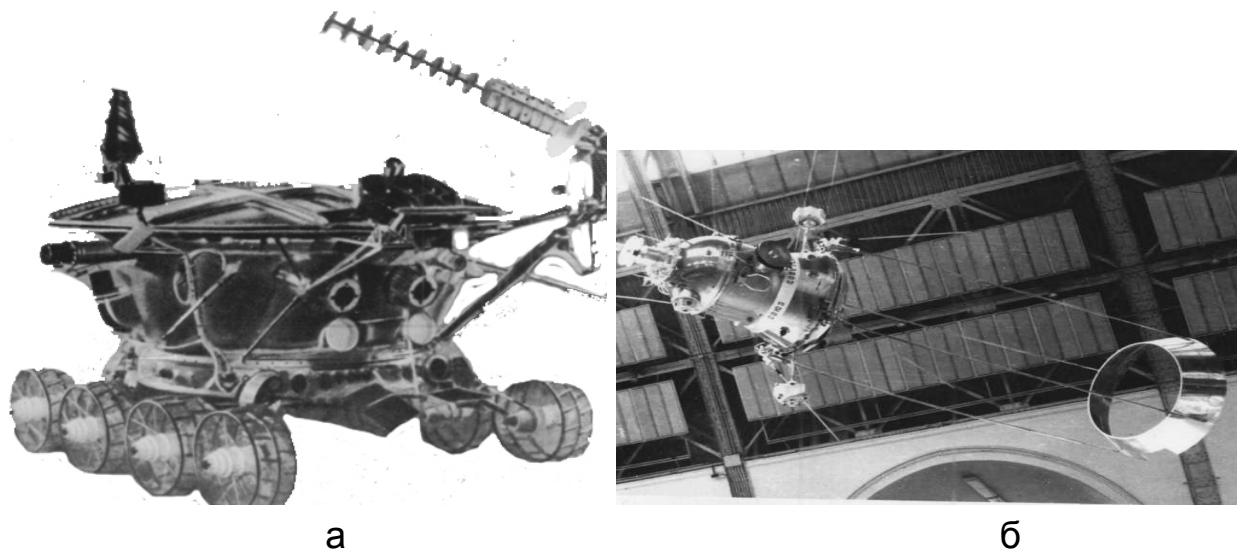


Рис. 1.1. “Місяцехід” (а) і супутник (б), які оснащені висувними трубчастими елементами

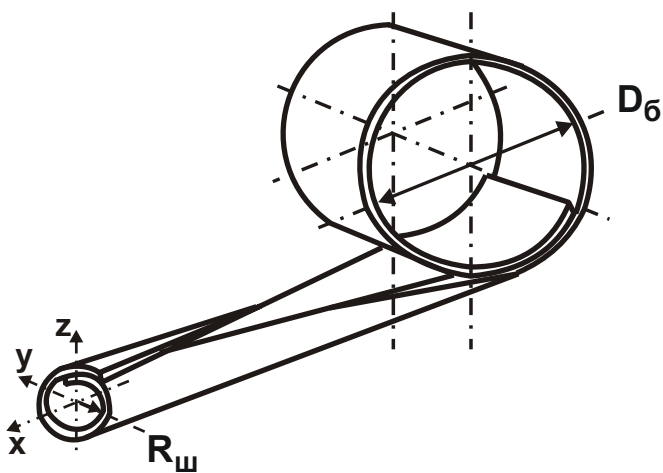
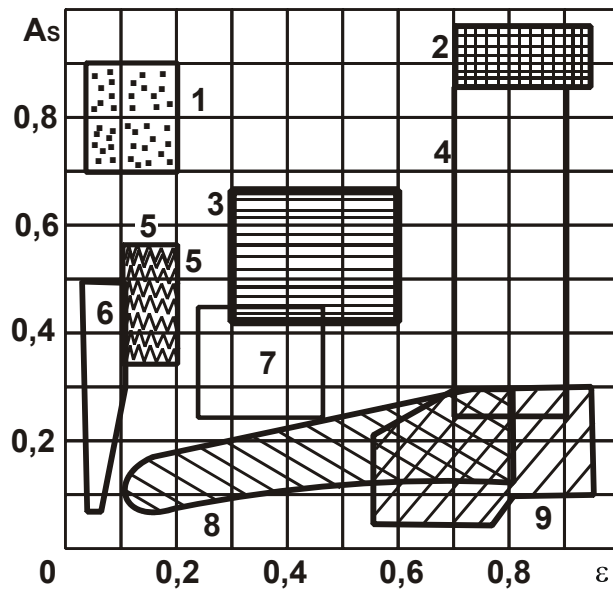


Рис. 1.2. Пружний елемент

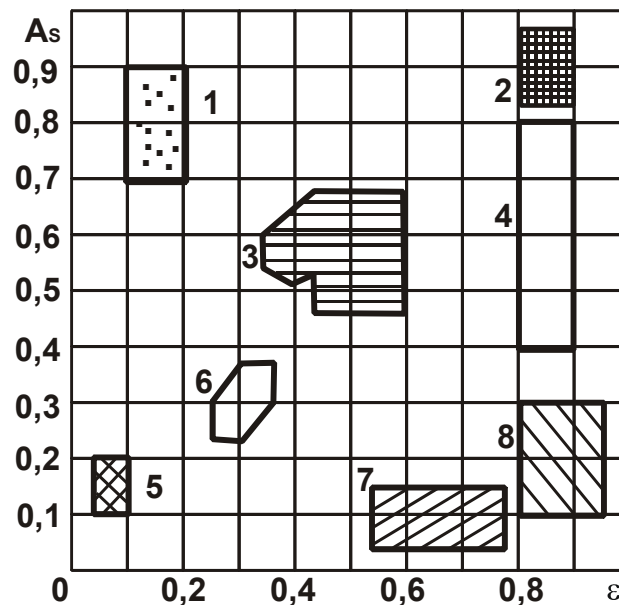
Відомо [183], що будь-яке тіло здатне випромінювати, поглинати та відбивати променисту енергію. Якщо припустити, що на тіло падає промениста енергія  $Q_0$  (рис. 1.5), то в загальному випадку частина цієї енергії  $Q_R$  відбивається поверхнею тіла, деяка частка  $Q_A$  поглинається ним, іншу частину енергії  $Q_D$  тіло пропускає. Водночас повинна

дотримуватися рівність  $Q_R + Q_A + Q_D = Q_0$ . Діленням цієї рівності на  $Q_0$ , отримано  $Q_R/Q_0 + Q_A/Q_0 + Q_D/Q_0 = 1$ ;  $R + A + D = 1$ , де безрозмірні величини  $R$ ,  $A$ ,  $D$  характеризують, відповідно, відбивну, поглинальну та пропускну здатність тіла. Неважко переконатися, що якщо  $R = 1$ , то  $A = 0$ ,  $D = 0$ . Це означає, що промениста енергія, що падає на тіло, повністю відбивається. Такі тіла називають абсолютно дзеркальними.



**Рис. 1.3. Випромінювальні властивості поверхонь металевих виробів, що пройшли різну обробку**

*Умовні позначення:*  $A_s$  – коефіцієнт поглинання променя;  $\varepsilon$  – коефіцієнт випромінювання; 1 – селективне чорне покриття; 2 – чорні фарби; 3 – оброблені струменем піску метали; 4 – сірі та кольорові фарби; 5 – неполіровані метали; 6 – поліровані метали; 7 – фарби на основі металів; 8 – діелектричні плівки на полірованих металах; 9 – білі фарби, зворотна сторона дзеркал і металізованих полімерних плівок.



**Рис. 1.4. Випромінювальні властивості поверхонь металевих виробів після їх обробки (термін служби до п'яти років)**

*Умовні позначення:* 1 – селективне чорне покриття (сонячний поглинач); 2 – чорні фарби; 3 – оброблені струменем піску метали; 4 – сірі та кольорові фарби; 5 – поліровані метали; 6 – фарби на основі металів; 7 – зворотна сторона дзеркал і металізованих полімерних плівок; 8 – білі фарби.

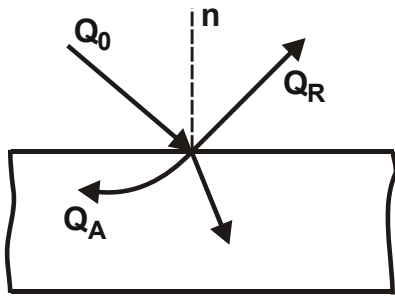


Рис. 1.5. **Схема розподілу падаючої променистої енергії**

характером взаємодії їх із променистою енергією є умовним, тому що в природі не існує абсолютно дзеркальних, чорних і прозорих тіл. І, нарешті, існує поняття сірого тіла, коефіцієнт поглинання якого менший одиниці й не залежить від довжини хвилі ( $A = \text{const} < 1$ ). Сіре тіло частково поглинає променисту енергію, яка падає на нього. Інша частина енергії пропускається тілом і відбивається ним.

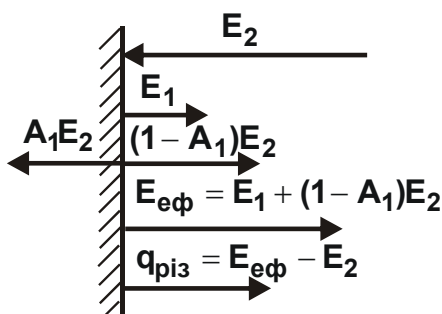


Рис. 1.6. **Схема визначення видів теплового випромінювання**

Якщо на тіло з навколишнього простору не падає промениста енергія, то воно випускає власне випромінювання  $E_1$ , величина якого визначається властивостями даного тіла і його температурою (рис. 1.6). Однак у дійсності на розглянуте тіло з боку оточуючих його тіл падає промениста енергія в кількості  $E_2$ . Частина цієї енергії в кількості  $A_1 E_2$  поглинається тілом, інша – величиною  $(1 - A_1) E_2$  відбивається від нього. Таким чином, випромінювання в сумі з відбитим  $E_1 + (1 - A_1) E_2 = E_3$  називають ефективним випромінюванням ( $E_{\text{еф}}$ ). Отже, ефективне випромінювання залежить не тільки від фізичних властивостей та температури випромінюючого тіла, але й від навколишніх тіл – від їхньої природи та теплового стану, від форми та розмірів, а також від відносного розташування в просторі. Очевидно, для зниження нерівномірності нагрівання та температури поверхні металевих виробів із тонкого листа та стрічок, що працюють в умовах дії теплового потоку, необхідно прагнути до створення дзеркальних поверхонь, для яких коефіцієнт відбиття близький до одиниці. Важливо також домогтися



максимально можливих значень коефіцієнта випромінювання поверхні. Необхідно зазначити, що відбиття може бути дзеркальним і дифузійним. У першому випадку, як показано вище, коефіцієнт відбиття близький до одиниці. У другому випадку відношення коефіцієнтів поглинання та випромінювання повинне бути невеликим (менше одиниці). До такого висновку можна прийти, аналізуючи закономірності зміни температури  $T$  робочих поверхонь виробів на основі умови теплового балансу [147]:

$$A_s \cdot E \cdot S_M = \varepsilon \cdot \sigma \cdot S \cdot \left( \frac{T}{100} \right)^4, \quad (1.1)$$

де  $A_s$  – коефіцієнт поглинання променистої енергії поверхнею металевого виробу;

$E$  – щільність падаючого сонячного променистого потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$S_M$  – проекція поверхні виробу, що опромінюється, на площину, нормальну до падаючого випромінювання, м<sup>2</sup>;

$\varepsilon$  – коефіцієнт випромінювання поверхні металевого виробу;

$\sigma$  – постійна Стефана – Больцмана –  $5,6 \cdot 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);

$S$  – поверхня виробу, що опромінюється, м<sup>2</sup>;

$T$  – температура поверхні, К.

Ліва частина умови (1.1) визначає енергію, що поглинається поверхнею виробу, а права частина – енергію, випромінювану поверхнею виробу. З умови (1.1) визначається температура поверхні виробу:

$$T = 100 \cdot \sqrt[4]{\frac{A_s}{\varepsilon} \cdot \frac{S_M}{S} \cdot \frac{E}{\sigma}}. \quad (1.2)$$

Як впливає із залежності (1.2), температура  $T$  визначається оптичними характеристиками поверхні: співвідношеннями коефіцієнтів поглинання та випромінювання і площ поглинальної та випромінювальної поверхонь. Для зниження температури поверхні виробу необхідно прагнути до зниження поглинальної (збільшенню відбивної) здатності поверхні за умови збільшення її випромінювальної здатності, а також до зменшення площі поглинальної поверхні за умови збільшення площі випромінювальної поверхні, тобто до зменшення відношень:  $A_s / \varepsilon$ ,  $S_M / S$  і  $E / \sigma$ .

На практиці реалізована велика кількість конструкторських і технологічних рішень, пов'язаних зі зменшенням трьох зазначених відношень. Наприклад, створення світловідбивальних поверхонь за рахунок нанесення різноманітних фарб і покриттів (для зменшення  $A_S / \varepsilon$ ). Даний спосіб має велике практичне значення, тому що дозволяє технологічними методами відносно просто вирішувати завдання зниження температури поверхні  $T$  і температурних деформацій. Перспективним напрямом є застосування вискоелективних методів обробки для забезпечення оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь за рахунок регулювання параметрів фізико-хімічного стану та шорсткості обробки. Певний практичний досвід у цьому плані є. Разом з тим питання взаємозв'язку шорсткості й оптичних характеристик оброблюваних поверхонь вивчені недостатньо. Передусім це стосується операцій фінішної (абразивної) обробки деталей з тонкого листа та стрічок, на яких остаточно формуються шорсткість і оптичні характеристики світловідбивальних поверхонь, що вимагає проведення відповідних досліджень.

Необхідність проведення даних досліджень продиктована також проблемами створення матових поверхонь деталей, що розсіюють світло та забезпечують підвищення їх зносостійкості та маслоутримання, наприклад, пар тертя торцевих ущільнень або деталі, які забезпечують естетичні властивості та терморегулювання (деталі термостатів та ін.).

## **1.2. Зв'язок геометричних і оптичних характеристик поверхонь оброблюваних деталей**

Експлуатаційні показники фізично пов'язані з певними конструктивними та технологічними, тобто функціональними параметрами. До функціональних параметрів відносять параметри якості застосовуваних матеріалів, параметри механічних властивостей поверхневого шару деталей, геометричні параметри точності й якості виготовлення. До останніх відносять, зокрема, параметри нерівностей поверхні деталей.

Експлуатаційні характеристики деталей забезпечуються технологічними прийомами шляхом досягнення певних значень параметрів якості поверхні. Умовно на реальній поверхні розрізняють фізичні, хімічні й індуктовані неоднорідності [65; 111]. Залежно від розміру, це можуть бути субмікродефекти ( $1 - 2 \cdot 10^3 \text{ \AA}$ ), мікродефекти ( $0,2 - 1 \cdot 10^3 \text{ мкм}$ ) і макро-

дефекти, які більше 1 мм. Кількість і розташування дефектів на оброблених поверхнях різняться та залежить від способу обробки.

На поверхні вільні електрони провідності створюють негативно заряджений шар, який разом з надлишковим позитивним зарядом іонів утворює подвійний електричний шар [111]. Енергія електронів тим нижча, чим гладкіша поверхня. Енергетична характеристика поверхні РВЕ (робота виходу електронів) була використана в роботі [188] для оцінювання фізико-хімічного стану оброблених поверхонь. РВЕ можна оцінити методом контактної різниці потенціалів (КРП), заснованим на вимірюванні різниці потенціалів між катодом і анодом, РВЕ якого відома [78]:

$$V_k = \varphi_a - \varphi_k, \quad (1.3)$$

де  $\varphi_a$ ,  $\varphi_k$  – робота виходу електронів для анода та катода.

Геометричне подання про поверхневі шари деталей систематизоване А. М. Сулімою у роботі [55].

Системи оцінювання шорсткості поверхні розрізняються побудовою та кількістю параметрів, базуються на використанні кореляційної та спектральної теорії, теорії викидів та інших положень [160]. Аналіз методик оцінювання шорсткості поверхні та шляхів їх подальшого вдосконалення виконаний І. В. Дунін-Барковським [52]. Однак ним недостатньо обґрунтовані та визначені параметри шорсткості поверхні, які корелюються із експлуатаційними характеристиками деталей машин.

Виходячи з аналізу відомих літературних джерел, можна виділити два підходи до опису взаємодії світла із шорсткуватою поверхнею: дослідження дифракції плоских хвиль на шорсткуватій поверхні [129] і розсіювання хвиль на поверхні, яка є сукупністю статично розподілених мікроплощадок, що відбивають світло за законом дзеркального відбиття [27].

Під час аналізу електроосаджених поверхонь [41] і тепловіддавальних властивостей поверхонь деталей [33] використовували чинник шорсткості  $F$ . Однак, як встановлено, пропоновані авторами оцінки цього чинника нечутливі до форми нерівностей на поверхні. С. Г. Агабабов у роботі [3] запропонував розрахунок чинника шорсткості  $F$  для деяких спрощених форм нерівностей на поверхні. У результаті аналізу опублікованих даних результатів досліджень встановлено:

характер відбиття світла залежить від довжини хвилі падаючого випромінювання та висоти нерівностей на поверхні, ступеня їх однорід-

ності [5], структури вихідної поверхні перед електрохімічним поліруванням [36] і після пластичного деформування й абразивної обробки [89; 172];

характер дзеркального відбиття залежить від кута та довжини хвилі падаючого випромінювання, від середньої висоти нерівностей на поверхні [151];

характер дифузійного відбиття може бути описаний з використанням функції розподілу мікрограней;

експериментальні дані для нормальної інтегральної випромінювальної здатності погано узгоджуються з теоретичною залежністю (із застосуванням електронної теорії) за умови малих довжин хвиль, що викликане недосконалістю структури обробленої поверхні [59];

ефективність використання чинника шорсткості поверхні експериментально підтверджується вивченням залежності тепловіддавальних властивостей поверхонь деталей у розріджених газах від шорсткості поверхні [33];

відомі оцінки чинника шорсткості поверхні [3] відображують повноту об'єму нерівностей та недостатньо чутливі до їхньої форми.

Таким чином, у наукових працях отримали відображення дослідження взаємозв'язку оптичних властивостей з висотними параметрами шорсткості поверхні, однак вплив форми нерівностей не визначено.

### **1.3. Теоретичні підходи до розрахунку параметрів шорсткості поверхні в умовах фінішної обробки**

Відхилення мікроскопічного порядку характеризуються нерівностями, які розташовуються на малих ділянках реальної поверхні з довжиною сторони квадрата від  $10^{-3}$  до  $10^{-6}$  м (тобто від 1 мм до 10 мкм). Геометричне подання форми такої поверхні прийнято називати шорсткістю. Субмікроскопічні нерівності розглядаються на ділянках поверхні, розмір сторони квадрата якої вимірюється від  $10^{-6}$  до  $10^{-5}$  м (тобто від 1 до 10 мкм). Геометричні недосконалості цієї області визначаються молекулярною структурою поверхні. Вони поки не мають спеціального призначення, майже не вивчені, тому що знаходяться за межами чутливості сучасних приладів.

**Шорсткість поверхні** – це сукупність нерівностей з відносно малими кроками, що утворюють рельєф поверхні. Шорсткість поверхні піс-

ля механічної обробки – це геометричний слід різального інструменту (металевого або абразивного), утворений у результаті пластичної та пружної деформацій оброблюваного матеріалу, а також вібрацій елементів технологічної системи, які виникають у процесі різання. Основним методом оцінювання шорсткості поверхні є вивчення основного та додаткового розподілів відхилень ординат профілю (за профілограмами й опорними кривими) [129; 130]. Шорсткість поверхні визначають за її профілем. Профіль розглядається на базовій довжині – лінії, відносно якої визначаються й оцінюються параметри шорсткості поверхні (рис. 1.7).

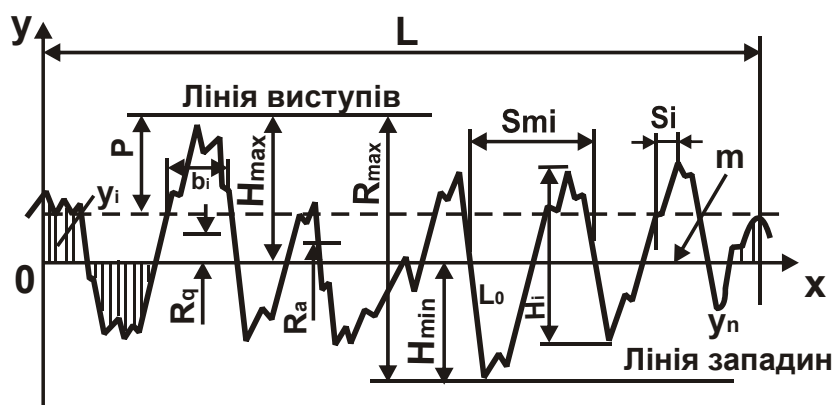


Рис. 1.7. Профіль шорсткості поверхні та його параметри

Для нормування й оцінювання шорсткості поверхні відомо близько тридцяти параметрів. Основні з них, прийняті в національних стандартах на шорсткість поверхні у промислово-розвинених країнах, наступні.

Відстань між лінією виступів і лінією западин профілю в межах базової довжини – найбільша висота нерівностей профілю  $R_{max}$ . Відстань від середньої лінії профілю до вищої точки виступу профілю називається **висотою виступу профілю**, а відстань від середньої лінії профілю до нижчої точки западини – **глибиною западини профілю**. Значне поширення для оцінювання шорсткості в машинобудуванні отримали такі параметри, як: висота нерівностей профілю за десятьма точками  $R_z$ , середнє арифметичне  $R_a$  і середнє квадратичне  $R_q$  відхилення профілю. За ДСТ 2789–73 [162] для кількісного оцінювання шорсткості поверхні на базовій довжині  $l$  передбачено шість параметрів (див. рис. 1.7). Висота нерівностей профілю за десятьма точками  $R_z$  визначається як середня відстань у межах базової довжини між висотами п'яти найбільших виступів  $H_{i_{max}}$  і глибинами п'яти найбільших западин  $H_{i_{min}}$  профілю:

$$R_z = \frac{1}{5} \left[ \sum_{i=1}^5 |H_{i_{\max}}| + \sum_{i=1}^5 |H_{i_{\min}}| \right], \quad (1.4)$$

де  $H_{i_{\max}}$  – висота і-го найбільшого виступу профілю;

$H_{i_{\min}}$  – глибина і-ї найбільшої западини профілю.

Середнє арифметичне відхилення профілю  $R_a$  є середнє арифметичне абсолютних значень відхилень профілю в межах базової довжини  $l$ :

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |y(x)| dx \quad (1.5)$$

або приблизно:

$$R_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i|, \quad (1.6)$$

де  $y$  – відхилення профілю, що визначає відстань між точкою реального профілю та базовою лінією (середньою лінією профілю);

$n$  – кількість обраних точок на базовій довжині.

Середнє квадратичне відхилення профілю  $R_q$  є середнє квадратичне значення відхилень профілю в межах базової довжини:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l y^2(x) dx} \quad (1.7)$$

або приблизно:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y^2(x_i)}. \quad (1.8)$$

Довжина відрізка середньої лінії, що перетинає профіль у трьох сусідніх точках і обмежений двома крайніми точками, називається **кроком нерівностей** профілю. Середній крок нерівностей профілю  $S_m$  – це середнє арифметичне значення кроку нерівностей профілю в межах базової довжини:

$$S_m = \sum_{i=1}^n S_{m_i}, \quad (1.9)$$

де  $n$  – кількість кроків у межах базової довжини.

Середній крок нерівностей профілю на вершинах  $S$  є середнє арифметичне значення кроку нерівностей профілю на вершинах у межах базової довжини:

$$S = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n S_i, \quad (1.10)$$

де  $n$  – кількість кроків нерівностей профілю на вершинах у межах базової довжини.

Довжина профілю  $L_0$  є довжиною, що отримується, якщо всі виступи та западини профілю, що перебувають у межах базової довжини, витягнути в пряму лінію.

Відносна довжина профілю  $l_0$  є відношенням довжини профілю  $L_0$  до базової довжини  $l$ :

$$l_0 = \frac{L_0}{l}. \quad (1.11)$$

Опорна довжина профілю  $l_p$  визначається сумою довжин відрізків, що відтинаються на заданому рівні  $p$  виступів профілю, лінією, яка еквідистантна середній лінії в межах базової довжини:

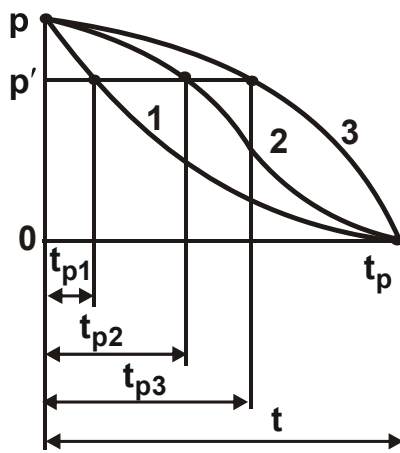
$$l_p = \sum_{i=1}^n b_i, \quad (1.12)$$

де  $b_i$  – довжина відрізка, що відтинається на виступі профілю.

Для зіставлення розмірів опорних поверхонь, оброблених різними методами, зручно користуватися поняттям відносної опорної довжини профілю  $t_p$ , яка визначається відношенням опорної довжини профілю до базової довжини:

$$t_p = \frac{l_p}{l} \cdot 100 \% = \frac{1}{l} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \cdot 100 \%. \quad (1.13)$$

Найбільш інформативною характеристикою шорсткості поверхні є відносна опорна довжина профілю. Це єдина характеристика, подана у вигляді функції. За її характерними точками можна визначити основні параметри шорсткості. Отже, для аналітичного подання шорсткості поверхні необхідно в першу чергу аналітично описати функцію відносної опорної довжини профілю для різних методів механічної та фізико-технічної обробки.



**Рис. 1.8. Криві відносних опорних довжин профілів  $t_p$  за однакових рівнів перетину  $r$**

*Умовні позначення:* 1 – за чорнової обробки; 2 – за чистової обробки; 3 – за обробки поверхневим пластичним деформуванням (ППД).

На рис. 1.8 графічно зображені залежності відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні. Кожному із профілів відповідає певний вигляд зазначеної залежності, і з одним  $r$  спостерігаються різні значення  $t_p$ . Для використання опорних кривих профілю для зіставлення опорних площ різних поверхонь деталей у загальному випадку слід будувати зазначені криві в координатах  $t_p$  (відносні величини) –  $r$  (абсолютні величини). Для порівняння різних поверхонь із однаковою висотою нерівностей можна розглядати опорні криві профілів, побудованих із застосуванням відносних величин  $t_p$  і  $\varepsilon = r/R_{\max}$ . Ці дії необхідні для визначення  $t_p$  незалежно від закону висотного розподілу нерівностей.

Для оцінювання опорної площі поверхонь із нерегулярною шорсткістю, якій властиві як випадкові обриси нерівностей, так і їх розташування за висотою (поверхні виливків, заготовок після шліфування, хонінгування, зміцнення дробом, електроіскрової обробки, полірування та ін.), можна скористатися теорією випадкових функцій. Профілограми нерегулярної шорсткості поверхні приблизно можуть бути описані нормальним стаціонарним процесом. За цих умов:

$$t_p \approx 1 - \Phi(x) = 1 - \Phi\left(3 - \frac{0,8P}{R_a}\right), \quad (1.14)$$



де  $\Phi(x) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^x \exp\left(-\frac{1}{2}t^2\right) \cdot dt$  – функція Лапласа.

Для різних рівнів  $p$  ( $0 < p < 0,5 R_{\max}$ ) визначають значення  $t_p$  і будують опорну криву профілю (у цьому випадку вона є симетричною відносно середньої лінії профілю). Стандартні параметри шорсткості для розрахунків, наприклад контактної взаємодії, доцільно доповнити параметром  $R_p$ . Тоді залежність для оцінювання величини  $t_p$ , вищої за середню лінію профілю, приймає вигляд:

$$t_p = b' \cdot \left(\frac{p}{R_{\max}}\right)^\nu = t_m \cdot \left(\frac{p}{R_p}\right)^\nu, \quad (1.15)$$

де  $b' = t_m \cdot \left(\frac{R_{\max}}{R_p}\right)^\nu$ ;

$$\nu = 2 \cdot t_m \cdot \frac{R_p}{R_a} - 1;$$

$t_p$  – відносна опорна довжина профілю за середньою лінією.

Формули (1.14) і (1.15) дозволяють визначати опорні площі поверхні та порівнювати їх без побудови опорних кривих, що значно знижує трудомісткість оцінювання шорсткості поверхні.

Найбільший практичний інтерес становить початкова частина опорної кривої профілю, яка описується формулою  $t_p = b = b' \cdot \varepsilon^\nu$  (де  $b$  і  $\nu$  – параметри апроксимації початкової частини опорної кривої профілю), а також формулою (1.15). Зазначені формули справедливі в межах  $0 < t_p \leq 0,5$ . Параметри  $b$  і  $\nu$  можуть бути визначені декількома методами: графічно, що вимагає побудови опорної кривої профілю, і аналітично, наприклад за залежністю (1.15).

Питанням розрахунку шорсткості поверхні в умовах фінішної абразивної обробки сьогодні приділяється велика увага [118; 138]. Це пов'язано насамперед із прагненням визначення оптимальних умов обробки, що забезпечують необхідну шорсткість поверхні, теоретичним шляхом, без проведення трудомістких експериментальних досліджень. Як відомо, використовуючи експериментальні дані, можна отримати лише часткові вирішення, тоді як, використовуючи результати теоретичних (аналітич-

них) досліджень, можна здобути загальні вирішення, справедливі в широких діапазонах зміни параметрів режимів та інших умов обробки. Це значно розширює уявлення про шляхи зменшення шорсткості поверхні й інтенсифікації процесів абразивної обробки.

В аналітичному описанні основних технологічних параметрів абразивної обробки спочатку приймали спрощені розрахункові схеми, які припускали впорядковане розташування зерен на робочій поверхні шліфувального круга й їх рівноймовірну участь у різанні. Шліфувальний круг у цьому процесі вподібнювався циліндричній фрезі, кожний зубець якої є різальним профілем робочої поверхні круга в поперечному перерізі із заданим розташуванням зерен. Приймалося, що в процесі шліфування кожний різальний профіль контактує з оброблюваною поверхнею деталі й залишає на ній окремі риски-подряпини, які, накладаючись і перекриваючись у міру підключення в роботу нових різальних профілів, призводять до утворення шорсткуватої оброблюваної поверхні. Тому, щоб визначити параметри шорсткості обробленої поверхні, достатньо знати характеристики елементарного різального профілю круга та кількість його накладень для кожного конкретного випадку обробки.

Мабуть, уперше основні підходи до розрахунку параметрів шорсткості поверхні у шліфуванні сформульовані у фундаментальній роботі професора Є. М. Маслова [86]. У ній зазначається, що розрахунок параметрів шорсткості поверхні необхідно виконувати як з кінематико-геометричної позиції, так і з позиції ймовірнісної участі зерен шліфувального круга в різанні.

У перших роботах з теорії шліфування користувалися в основному спрощеним кінематико-геометричним підходом до розрахунку параметрів шорсткості поверхні, ймовірнісний характер участі зерен у різанні не розглядався. Виходячи із цього розроблена спрощена геометрична теорія шліфування [86], у якій поверхня шліфувального круга описується одним параметром – середньою відстанню між різальними зернами, а товщина шару  $a_z$ , що знімається одиничним абразивним зерном, визначається як середньоарифметична величина від сумарного зрізу всіх зерен, розташованих у межах дуги контакту:

$$a_z = \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \left( \frac{D + d}{D \cdot d \cdot t_{\phi}} \right)^{0,5} \cdot t_{\phi} \cdot l_{\phi} \cdot k, \quad (1.16)$$

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

$D$ ,  $d$  – діаметри круга й оброблюваної деталі, м;

$l_{\text{ф}}$  – відстань між абразивними зернами, м;

$t_{\text{ф}} = n \cdot t$  – фактична глибина шліфування, м;

$n$  – кількість торкань круга з оброблюваною поверхнею до моменту стабілізації шорсткості поверхні;

$t$  – номінальна глибина шліфування, м;

$k \leq 1$  – коефіцієнт, що враховує вплив поздовжньої подачі на об'єм матеріалу, що знімається.

Застосування розрахункових залежностей геометричної теорії шліфування дозволяє виконувати оцінювання впливу різних чинників на кінематичну напруженість різальних зерен і визначити параметри шорсткості поверхні. Однак, базуючись на цих залежностях, не можна встановити граничні кінематичні можливості процесу шліфування, обумовлені міцністю зерен та їх втриманням у зв'язці круга, а також провести оптимізацію процесу за всіма технологічними показниками з метою виявлення шляхів підвищення ефективності процесу шліфування. Суттєвою перешкодою вирішенню цих завдань є відсутність розрахункової залежності, яка б зв'язувала максимальну товщину зрізу (що характеризує ступінь використання висоти рельєфу круга, й кінематичну напруженість зерен, а отже, й їх зношування) з усіма основними геометричними та кінематичними параметрами процесу шліфування. Середня товщина зрізу, яка введена в розрахунки для описання фізичних закономірностей взаємодії різальних зерен з оброблюваним матеріалом, у зв'язку з рядом допущень і спрощень є умовною величиною. Цей параметр характеризує більш якісно, ніж кількісно роботу зерен, і тому не може бути прийнятий за критерій оптимізації. Розрахунки середньої товщини зрізу за залежністю (1.16) дають завідомо занижені результати, тому що всі зерна, відповідно до геометричної теорії шліфування, мають однакову форму, розміри та працюють в ідентичних умовах. Незважаючи на важливість параметрів – максимальної товщини зрізу та фактичної глибини шліфування  $t_{\text{ф}}$  – аналізу технологічних закономірностей процесу шліфування й їх вивченню приділено значно менше уваги порівняно, наприклад, з вивченням довжини дуги контакту різального зерна з оброблюваним матеріалом, форми одиничного зрізу, кількості працюючих зерен та інших характеристик [86], що викликано значними складностями їх аналітичного по-

дання. Так, в аналітичній залежності (1.16) для розрахунку  $t_{\phi}$  множник  $n$  визначається експериментально й, як встановлено, залежить лише від характеристик круга, хоча, очевидно, й інші параметри процесу шліфування впливають на нього.

Тому надалі, у міру поглиблення досліджень будови робочої поверхні шліфувального круга й її описання статистико-ймовірнісними методами, розрахунки параметрів шорсткості поверхні почали виконувати з використанням методів теорії ймовірностей [160]. Основна перевага ймовірнісного описання процесу шліфування полягає в можливості подання робочої поверхні круга низкою параметрів, які підкоряються певним законам розподілів, і встановленні їх взаємозв'язків з параметрами режиму різання та вихідними технологічними показниками процесу шліфування, що найбільш вірогідно відображують його фізичні закономірності й особливості.

Слід виділити два основні напрями застосування ймовірнісних методів – аналітичний та чисельний.

**Аналітичні ймовірнісні методи** дозволяють отримати аналітичні залежності, що пов'язують основні параметри абразивної обробки із параметрами шорсткості поверхні. Дані залежності найбільш повно відображують основні закономірності зміни вихідних параметрів (наприклад, шорсткості поверхні) за вхідними параметрами (режими обробки, характеристики абразивного інструмента тощо), дозволяють вирішувати завдання оптимізації параметрів процесу обробки за будь-яким критерієм оптимальності з урахуванням різних технічних обмежень обробки.

**Чисельні ймовірнісні методи** не дають виду залежності, а дозволяють отримати рішення для окремих випадків. Наприклад, використання кореляційного аналізу [160] дає можливість за вхідними параметрами визначити вихідні технологічні параметри обробки без розгляду “фізики” процесу обробки. Передатні функції (між вхідними та вихідними параметрами процесу) у цьому випадку є так звані “чорним ящиком”, тобто фізично не визначені. Це істотно обмежує можливості аналізу й оптимізації параметрів процесу обробки.

Отже, у дослідженні параметрів шорсткості поверхні для більш повного розуміння сутності явищ, що відбуваються, необхідно використовувати аналітичні ймовірнісні методи [72; 121; 122].

На сьогодні накопичений великий досвід розрахунку й аналізу параметрів шорсткості абразивної обробки на основі аналітичних ймовірніс-

них методів. Основним досягненням у цьому напрямі слід вважати розроблений “теоретико-ймовірнісний підхід” до розрахунку параметрів шорсткості поверхні у шліфуванні. Основоположниками даного підходу є А. В. Корольов [73] і Ю. К. Новосьолов [102].

Основним науковим положенням теоретико-ймовірнісного підходу є те, що процес накладення та взаємного перекриття проекції різальних зерен шліфувального круга у формуванні шорсткості поверхні підкоряється теоремі множення незалежних випадкових величин, що є однією із центральних теорем теорії ймовірностей [27]. Застосування даної теореми (на відміну від теореми множення залежних випадкових величин) дозволило фізично й аналітично правильно описати відносну опорну довжину профілю обробленої поверхні (у вигляді ймовірнісної функції розподілу, що змінюється в межах від 0 до 1). Це відкрило нові перспективи розрахунку, аналізу й оптимізації параметрів абразивної обробки з урахуванням обмеження за шорсткістю оброблюваної поверхні.

Подальший розвиток теоретико-ймовірнісний підхід стосовно до процесів абразивного й алмазного шліфування отримав у численних роботах А. Н. Рєзнікова і О. Б. Федосєєва [123], Д. Г. Євсєєва і О. М. Сальнікова [53], С. М. Корчака [75], Л. В. Худобіна, О. В. Якімова [179; 183], Ю. Д. Аврутїна [2], М. К. Беззубенка [18], П. Г. Матюхи [88] та інших учених [92; 102].

У даних роботах, зокрема, аналітично з різних позицій описана відносна опорна довжина профілю обробленої поверхні. Це дозволило в першому наближенні виявити характер зміни відносної опорної довжини профілю залежно від режимів шліфування та характеристик інструмента, розрахувати основні висотні параметри шорсткості на основі використання функції відносної опорної довжини профілю. Разом з тим, дані дослідження вимагають подальшого розвитку, доведення їх до вироблення практичних рекомендацій з оптимізації й управління процесами обробки з погляду забезпечення необхідної відносної опорної довжини профілю й інших параметрів шорсткості.

Важливі рішення на основі теоретико-ймовірнісного підходу стосовно процесів алмазного шліфування отримані в роботах [7; 66; 100; 145; 155; 182]. По-перше, аналітично описана робоча поверхня алмазного круга за допомогою нової ймовірнісної функції – відносної повноти профілю круга, що за структурою побудови аналогічна класичній відносній опорній довжині профілю обробленої поверхні:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3b \cdot V_{\text{пл}}} \cdot y^3}, \quad (1.17)$$

де  $\gamma$  – половина кута у вершини конусоподібного різального зерна;

$k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>;

$b$  – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м;

$V_{\text{пл}}$  – проекція окружної швидкості деталі на нормаль, проведена до робочої поверхні круга, м/с;

$y$  – координата профілю мікронерівностей обробленої поверхні, м.

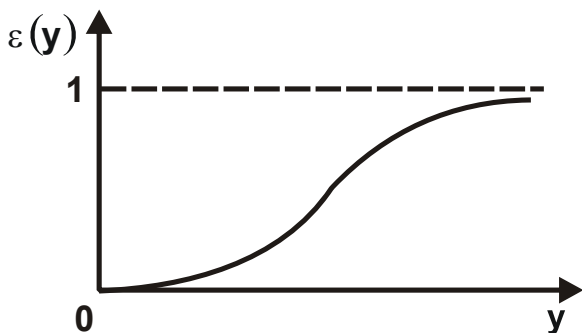


Рис. 1.9. Загальний вигляд імовірнісної функції розподілу  $\varepsilon(y)$

Як видно з рис. 1.9, імовірнісна функція  $\varepsilon(y)$  має вигляд функції розподілу, що змінюється в межах від 0 до 1, асимптотично наближаючись до значення 1. Даний вигляд функції, як відзначалося вище, може бути отриманий лише на основі використання теореми множення незалежних випадкових величин.

По-друге, з використанням імовірнісної функції  $\varepsilon(y)$  аналітично описана межа завершення диспергування оброблюваного матеріалу різальними зернами уздовж дуги контакту круга з деталлю (рис. 1.10). За аналогією з лезовою обробкою ця межа визначає положення умовної (імовірнісної) поверхні різання під час шліфування та дозволяє з єдиних позицій визначити основні технологічні параметри шліфування в усьому (можливому) діапазоні зміни глибини шліфування.

По-третє, на основі ймовірнісної функції  $\varepsilon(y)$  виконаний розрахунок параметра шорсткості обробки  $R_a$  в процесі шліфування:

$$R_a = 5 \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2}{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2} \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}, \quad (1.18)$$

де  $\bar{X}$  – зернистість круга, м;

$m$  – об'ємна концентрація круга;

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

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

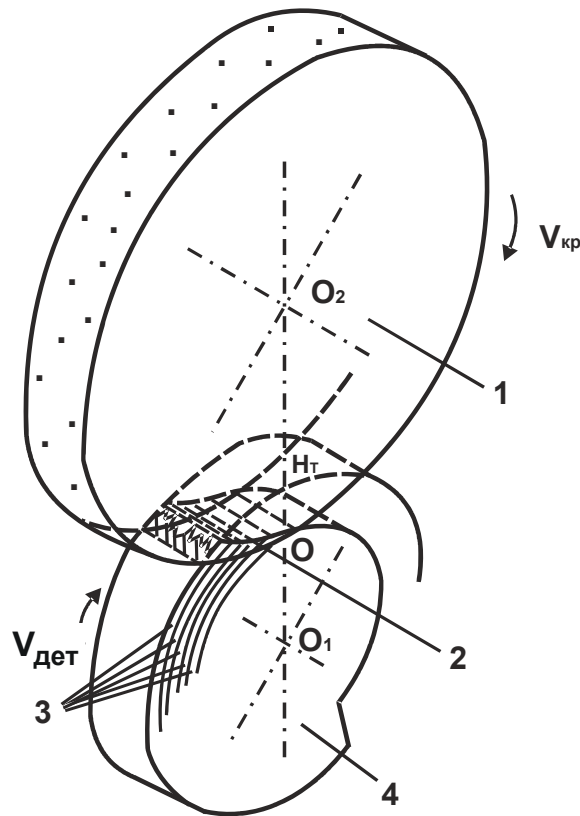


Рис. 1.10. Загальний вигляд поверхні різання під час шліфування

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – поверхня різання; 3 – елементарні циліндричні оболонки припуску, що знімаються; 4 – деталь.

Як видно, із всіх вхідних у залежність (1.18) параметрів найбільше впливає на  $R_a$  зернистість круга  $\bar{X}$ , що вказує на ефективність вирішення проблеми високоякісної обробки дрібнозернистими абразивними й алмазними кругами. У залежність (1.18) не входить глибина шліфування. Це вказує на ефективність застосування глибинного шліфування, тому що збільшення глибини шліфування й, відповідно, продуктивності обробки не супроводжується погіршенням шорсткості поверхні. Зважаючи на те, що в залежність (1.18) входить швидкість деталі  $V_{дет}$ , можна однозначно зробити висновок про можливість зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  в умовах глибинного шліфування, оскільки швидкість деталі  $V_{дет}$  в умовах глибинного шліфування в 10 ... 100 разів менша, ніж в умовах багатопрохідного шліфування. За такого зменшення  $V_{дет}$  параметр  $R_a$  може зменшитися в 3 ... 10 разів.

Цим підтверджується можливість використання однопрохідного (глибинного) шліфування не тільки як попереднього, але й остаточного шліфування. Це забезпечує зменшення шорсткості поверхні в 3 ... 10 ра-

зів порівняно із багатопрохідним шліфуванням абразивним кругом такої самої характеристики. Отже, застосування схеми глибокого шліфування дозволяє об'єднати операції попереднього й остаточного шліфування в одну, забезпечуючи при цьому підвищення в 10 ... 100 разів продуктивності обробки та виконання технологічних вимог за якістю оброблюваної поверхні.

На основі наведеного аналізу можна зазначити, що на сьогодні розроблений ефективний математичний апарат теоретико-ймовірнісного підходу до опису параметрів шорсткості поверхні у шліфуванні, який може бути використаний для вирішення важливих і актуальних технологічних завдань, зокрема – для встановлення взаємозв'язку параметрів шорсткості поверхні (сформованої в процесі абразивної або алмазно-абразивної обробки) з оптичними характеристиками.

## 1.4. Приклади розрахунку параметрів шорсткості поверхні в процесі фінішної абразивної обробки на основі теорії ймовірностей

Для підвищення якості виготовлення різальних інструментів (плашок) й інших деталей із внутрішніми різьбовими поверхнями застосовується спеціальний різьбовий алмазно-абразивний інструмент на металевій зв'язці [51]. Для ефективного використання даного інструмента важливо правильно виконати розрахунок його конструктивних параметрів.

Конструкція інструмента складається із забірної та калібрувальної

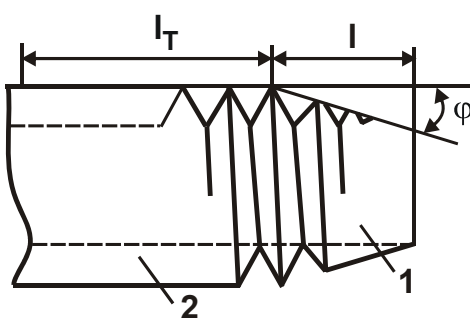


Рис. 1.11. Зовнішній вигляд алмазно-абразивного інструмента [66]

Умовні позначення: 1 – забірна частина; 2 – калібрувальна частина інструмента.

частин (рис. 1.11) [66]. Забірна частина призначена для знімання основної частини припуску, а калібрувальна – для забезпечення точності та шорсткості різьбової поверхні. Забірна частина інструмента виконана у вигляді конуса з різьбовою поверхнею, на яку гальванічним методом нанесене алмазно-нікелеве покриття. Наявність конуса забезпечує рівномірне врізання інструмента в оброблюваний матеріал і його знімання до рівня, який відповідає діаметру калібрувальної частини інстру-



мента. Процес знімання матеріалу відбувається за схемою врізного шліфування. Слід зазначити, що якщо висота виступання зерен дрібнодисперсного алмазного порошку над рівнем зв'язки недостатня для повного знімання матеріалу, який підводиться до зони різання, то відбудеться заклинювання інструмента. Для усунення цього явища слід правильно підійти до визначення параметрів забірної частини інструмента, включаючи її довжину, кут забірної конуса та характеристику робочої поверхні.

Розрахунок зазначених параметрів можна здійснити з використанням методики розрахунку максимальної товщини зрізу  $H_{\max}$  під час шліфування [32]. Умови знімання матеріалу в даному процесі зводяться до розрахункової схеми, у якій роль обертового руху шліфувального круга виконує обертовий рух інструмента  $V_{\text{інстр}}$ , а роль поступального руху – врізання забірної частини інструмента в матеріал зі швидкістю поперечної подачі  $S_{\text{поп}}$ . У цьому випадку загальна кількість зерен, які проконтактували з оброблюваним матеріалом за час, дорівнює врізанню інструмента в матеріал на глибину  $b$ , визначається:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \frac{b}{S_{\text{поп}}}, \quad (1.19)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./м<sup>2</sup>;

$B$  – ширина оброблюваної поверхні, м;

$b$  – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки, м.

Відповідно до методики розрахунку імовірнісної функції – відносної повноти профілю алмазно-абразивного інструмента  $\varepsilon(y)$ , наведеної в роботі [32], визначена максимальна товщина зрізу:

$$H_{\max} = \sqrt{\frac{6,75 \cdot b \cdot S_{\text{поп}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}, \quad (1.20)$$

де  $2\gamma$  – кут на вершині зерна.

Далі необхідно виразити  $S_{\text{поп}}$  через конструктивні параметри забірної частини інструмента. Якщо за один оберт інструмента відбулося зрізання матеріалу в нормальній площині до нитки різьблення на величину  $t$ , то величина поперечної подачі  $S_{\text{поп}} = t/\tau$ , де  $\tau$  – час одного обе-

рту інструмента, с. У свою чергу  $\tau = \frac{\pi \cdot D_{\text{інстр}}}{V_{\text{інстр}}}$ , де  $D_{\text{інстр}}$  – діаметр інструмента, м. Тоді  $S_{\text{поп}}$  визначиться:

$$S_{\text{поп}} = \frac{t}{\pi \cdot D_{\text{інстр}}} \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \quad (1.21)$$

Виражаючи  $t$  через кут забірного конуса  $\varphi$  і крок різьблення  $P$ , отримано:

$$\text{tg } \varphi = \frac{t}{P} \cdot \quad (1.22)$$

З урахуванням залежностей (1.21) і (1.22) максимальна товщина зрізу  $H_{\text{max}}$  визначиться:

$$H_{\text{max}} = \sqrt{\frac{6,75 \cdot b \cdot \text{tg } \varphi \cdot P}{\pi \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot D_{\text{інстр}}}} \cdot \quad (1.23)$$

Як видно, параметр  $H_{\text{max}}$  не залежить від швидкості обертання інструмента, а визначається його конструктивними параметрами. Збільшення кута забірного конуса  $\varphi$ , кроку різьблення  $P$ , параметра  $b$  і зменшення діаметра інструмента  $D_{\text{інстр}}$  і концентрації алмазів  $k$  викликає збільшення  $H_{\text{max}}$ . За умови  $H_{\text{max}} \rightarrow b$  можливе заклинювання інструмента, оскільки матеріал, що підводиться у зону різання, не буде повністю зрізатися алмазними зернами. Отже, під час проектування алмазно-абразивного інструмента необхідно регламентувати умову  $H_{\text{max}} < b$ , виконання якої досягається за рахунок вибору кута забірного конуса  $\varphi$ :

$$\text{tg } \varphi = \frac{\pi \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot D_{\text{інстр}} \cdot H_{\text{max}}^3}{6,75 \cdot b \cdot P} \cdot \quad (1.24)$$

З виразу (1.24) видно, що найбільше впливає на кут  $\varphi$  параметр  $H_{\text{max}}$ . Його незначна зміна призводить до суттєвої зміни кута  $\varphi$ .

У табл. 1.1 наведено розраховані за залежністю (1.24) значення кута  $\varphi$  від параметра  $H_{\max}$  для вихідних даних:  $\operatorname{tg}\gamma = 1$ ;  $k = 10^2$  шт./м<sup>2</sup>;  $D_{\text{інстр}} = 15 \cdot 10^{-3}$  м;  $b = 20 \cdot 10^{-6}$  м;  $P = 10^{-3}$  м.

Таблиця 1.1

**Залежність кута  $\varphi$  від параметра  $H_{\max}$**

$H_{\max} \cdot 10^{-6}, \text{ м}$	1	5	10	15	20
$\varphi, ^\circ$	0,001	0,12	1,0	2,5	8,1

Отримані розрахункові дані узгоджуються із практичними даними Харківського інструментального заводу, де виготовляють різальні плашки. Для обробки внутрішніх різьбових поверхонь різальних плашок застосовується алмазно-абразивний інструмент (притир) з кутом забірної конуса  $\varphi = 3 \dots 7^\circ$ .

Для розрахунку довжини забірної частини алмазно-абразивного інструмента  $l$  слід скористатися залежністю:

$$l = \frac{\Delta D_{\text{інстр}}}{2 \cdot \operatorname{tg}\varphi}, \quad (1.25)$$

де  $\Delta D_{\text{інстр}}$  – різниця діаметрів калібрувальної та забірної частин інструмента, м.

Стійкість і продуктивність інструмента пропорційно зростає зі збільшенням параметрів  $H_{\max}$  і  $k$ . Однак збільшення поверхневої концентрації алмазів  $k$  послабляє міцність утримання зерен у зв'язці. Тому рекомендується застосовувати двошарові алмазно-нікелеві покриття з різною зернистістю.

Для нанесення двошарового алмазно-нікелевого покриття необхідно за залежністю (1.23) визначити  $H_{\max}$  і підібрати таку зернистість, щоб виконувалася умова:

$$b - H_{\max} \leq \bar{b}, \quad (1.26)$$

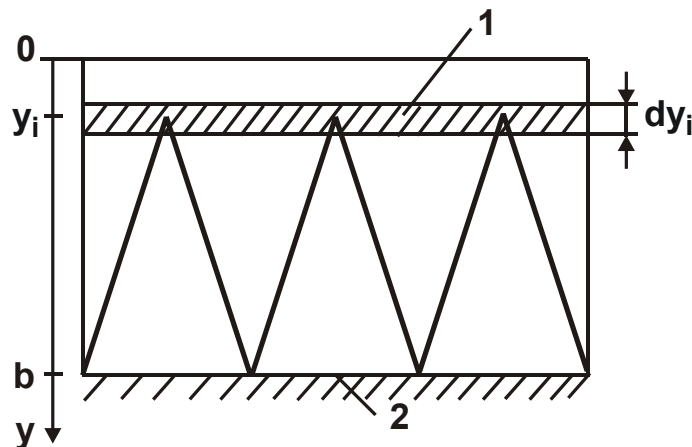
де  $\bar{b}$  – висота виступання зерен дрібної фракції над рівнем зв'язки, м.

Висота виступання зерен над рівнем зв'язки приблизно дорівнює 0,3 розміру зерна. Тому зернистість дрібної фракції  $\bar{X}_d$  слід вибрати за умови:

$$\bar{X}_d = \bar{X}_b - H_{\max}, \quad (1.27)$$

де  $\bar{X}_d, \bar{X}_b$  – зернистісті дрібної та великої фракцій зерен.

Для розрахунку конструктивних параметрів калібрувальної частини алмазно-абразивного інструмента, яка забезпечує необхідну шорсткість оброблюваної поверхні, слід розглянути розрахункову схему, наведену на рис. 1.12.



**Рис. 1.12. Розрахункова схема визначення відносної повноти профілю алмазно-абразивного інструмента**

*Умовні позначення:* 1 – рівень вершин зерен; 2 – рівень зв'язки інструмента.

На схемі (див. рис. 1.12) різальні зерна проектується на нерухливу умовну площину. Така розрахункова схема відрізняється від схеми розрахунку конструктивних параметрів забірної частини алмазно-абразивного інструмента, згідно з якою умовна площина рухається зі швидкістю  $S_{\text{поп}}$ .

Для визначення відносної повноти профілю алмазно-абразивного інструмента необхідно виділити елементарний шар зерен товщиною  $dy$  та спроектувати його на умовну площину. У межах цього елементарного шару повинне бути відсутнє взаємне перекриття зерен.

Елементарну відносну повноту профілю можна виразити:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i}{B}, \quad (1.28)$$

де  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$  – кількість вершин проекцій зерен, розташованих в  $dy_i$ -му елементарному шарі;

$n = k \cdot B \cdot l_T$  – кількість зерен, розташованих на робочій поверхні інструмента площею  $B \cdot l_T$ , шт.;

$l_T$  – поточна довжина різьблення калібрувальної частини інструмента, м;

$f(y_i) = \frac{1}{b}$  – щільність розподілу вершин зерен,  $m^{-1}$ .

З урахуванням перетворень залежність (1.28) набуває вигляду:

$$d\varepsilon_i(y) = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l_T}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy. \quad (1.29)$$

Аналогічно визначаються величини  $d\varepsilon_j(y)$  для кожного  $j$ -го елементарного шару, де  $j = 1, 2, 3, \dots, i, \dots, \infty$ .

З огляду на незалежний характер накладення елементарних профілів, описуваних функціями  $d\varepsilon_i(y)$ ,  $d\varepsilon_j(y)$  та інших, сумарну відносну повноту профілю  $d\varepsilon(y)$  можна отримати, використовуючи теорему множення ймовірностей незалежних випадкових величин [30]. Для цього необхідно виконати перехід від імовірнісної функції  $d\varepsilon(y)$  до протилежної функції  $d\Phi(y) = 1 - d\varepsilon(y)$ . Тоді

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - d\varepsilon_i(y)]. \quad (1.30)$$

Після множення та приведення подібних доданків отримано:

$$\Phi(y) = 1 - \sum_{j=1}^{\infty} d\varepsilon_j(y) + \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{l=1}^j d\varepsilon_j(y) \cdot d\varepsilon_l(y) - \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{l=1}^j \sum_{r=1}^l d\varepsilon_j(y) \cdot d\varepsilon_l(y) \cdot d\varepsilon_r(y) + \dots \quad (1.31)$$

Після переходу від підсумовування нескінченно малих величин до інтегрування отримано:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = & 1 - \int_0^y 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot (y - y_j) \cdot dy_j + \\ & + \int_0^y 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot (y - y_j) \cdot dy_j \cdot \int_{y_j}^y 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \dots \end{aligned} \quad (1.32)$$

Після інтегрування та нескладних перетворень отримано:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = & 1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot \frac{y^2}{1!} + \left( \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \right)^2 \cdot \frac{y^4}{2!} - \\ & - \left( \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \right)^3 \cdot \frac{y^6}{3!} + \dots = \exp \left( - \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot y^2 \right). \end{aligned} \quad (1.33)$$

Залежність для визначення імовірнісної функції  $\varepsilon(y)$  виражається:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp \left( - \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot y^2 \right). \quad (1.34)$$

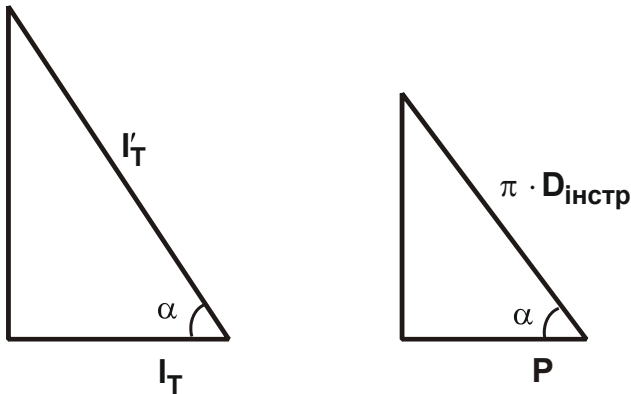
Для визначення максимальної висоти мікронерівностей  $R_{\max}$  слід прийняти функцію  $\varepsilon(y)$  дорівненою  $\varepsilon(y) = 0,9$  і прологарифмувати залежність (1.34). Після нескладних перетворень, приймаючи умову  $y = R_{\max}$ , отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2,3 \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot l'_T}}. \quad (1.35)$$

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  не залежить від режиму обробки, а визначається параметрами калібрувальної частини алмазно-абразивного інструмента. Для розрахунку її довжини слід перетворити залежність (1.35) відносно параметру  $l'_T$ . Тоді з урахуванням відомого співвідношення  $R_{\max} \approx 4R_a$  отримано:

$$l'_T = \frac{0,15 \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot R_a^2}. \quad (1.36)$$

Виражаючи параметр  $l'_T$  через довжину калібрувальної частини інструменту  $l_T$  (рис. 1.13), отримано:



$$\frac{l_T}{l'_T} = \cos \alpha = \frac{P}{\pi \cdot D_{\text{інстр}}} \quad (1.37)$$

Після нескладних перетворень залежність (1.37) набуде вигляду:

$$l_T = \frac{0,15 \cdot b \cdot P}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot D_{\text{інстр}} \cdot R_a^2} \quad (1.38)$$

**Рис. 1.13. Розрахункова схема конструктивних параметрів калібрувальної частини інструмента**

Виходячи із залежності (1.38), найбільше впливає на довжину калібрувальної частини інструмента шорсткість різьбової поверхні оброблюваної деталі  $R_a$ . Тому в табл. 1.2 наведено розрахункові значення довжини калібрувальної частини інструмента  $l_T$  залежно від шорсткості внутрішньої різьбової поверхні оброблюваної деталі  $R_a$ . Вихідні дані для розрахунку довжини  $l_T$ :  $b = 20 \cdot 10^{-6}$  м;  $P = 10^{-3}$  м;  $\text{tg} \gamma = 1$ ;  $k = 10^8$  шт./м<sup>2</sup>;  $D_{\text{інстр}} = 15 \cdot 10^{-3}$  м.

Виходячи із залежності (1.38), найбільше впливає на довжину калібрувальної частини інструмента шорсткість різьбової поверхні оброблюваної деталі  $R_a$ . Тому в табл. 1.2 наведено розрахункові значення довжини калібрувальної частини інструмента  $l_T$  залежно від шорсткості внутрішньої різьбової поверхні оброблюваної деталі  $R_a$ . Вихідні дані для розрахунку довжини  $l_T$ :  $b = 20 \cdot 10^{-6}$  м;  $P = 10^{-3}$  м;  $\text{tg} \gamma = 1$ ;  $k = 10^8$  шт./м<sup>2</sup>;  $D_{\text{інстр}} = 15 \cdot 10^{-3}$  м.

Таблиця 1.2

**Розрахункові значення довжини калібрувальної частини інструмента  $l_T$  залежно від шорсткості внутрішньої різьбової поверхні оброблюваної деталі**

$R_a \cdot 10^{-6}$ , м	0,1	0,2	0,5	1,0
$l_T$ , м	0,664	0,166	0,0256	0,0064

Отримані розрахункові значення узгоджуються з даними, реалізованими на практиці.

## 1.5. Розрахункові схеми опису взаємозв'язку шорсткості з поглинальною та випромінювальною здатністю поверхні

У роботах С. Г. Агабабова [3; 4] випромінювальна здатність сірих ідеально дифузійних тіл, які мають шорстку поверхню, що характеризується термічною й оптичною однорідністю, пов'язана з чинником шорсткості поверхні  $F$ . Автор виходив із припущення, що на випромінювальну здатність твердого тіла буде впливати ефект багаторазового відбиття в западинах шорсткості внаслідок падіння власного випромінювання тіла на себе. Водночас випромінювальна здатність тіла буде визначатися також і складовою відбитого випромінювання, яке вийшло в навколишній простір через замикаючу поверхню. Розглядаючи окремих осередок шорсткої поверхні (рис. 1.14), що має площу поверхні западини  $F_{\text{ш}}$  і площу гладкої поверхні  $F_r$ , можна сформулювати випромінювання, яке виходить через гладку поверхню, таким чином:  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - \varphi_{\text{шш}})$  – частка променистої енергії, що вийшла через площу гладкої поверхні в навколишній простір, де  $Q_{\text{власн.ш}}$  – енергія власного випромінювання шорсткої поверхні;  $\varphi_{\text{шш}}$  – кутовий коефіцієнт випромінювання тіла (шорсткої поверхні) самого на себе, він дорівнює  $1 - F$ ;  $F$  – чинник шорсткості поверхні (дорівнює відношенню  $F_r / F_{\text{ш}}$ ).

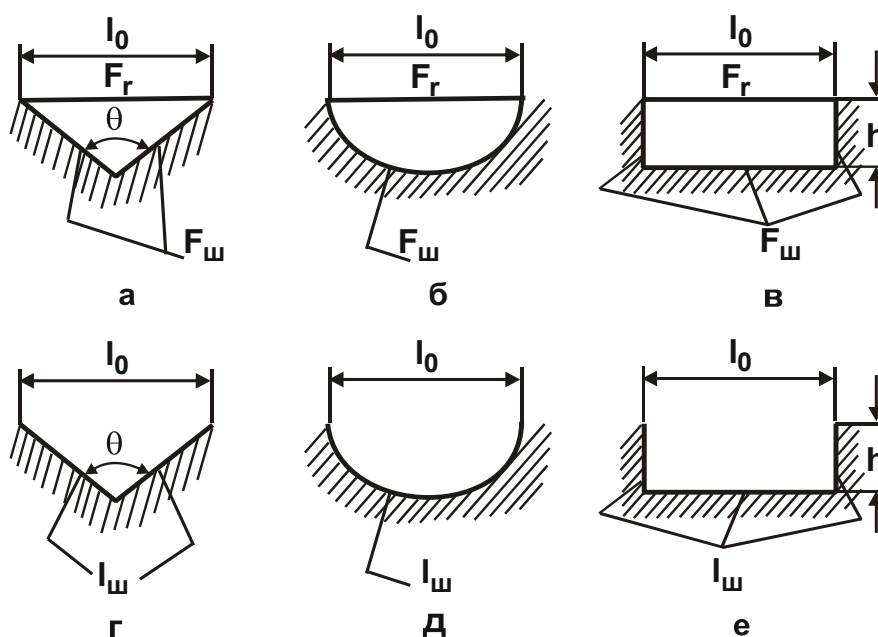


Рис. 1.14. **Форми мікронерівності поверхні**



Інша частина  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot \varphi_{\text{шш}}$  попадає назад на шорстку поверхню, тобто на себе. З останньої частки частина енергії поглинається, а інша в кількості  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - A_r) \cdot \varphi_{\text{шш}}$  відбивається, причому одна частка вийде через гладку поверхню  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - A_r) \cdot \varphi_{\text{шш}} \cdot (1 - \varphi_{\text{шш}})$ , а інша, дорівнена  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - A_r) \cdot \varphi_{\text{шш}}^2$ , знову потрапить на шорстку поверхню, тобто на себе (де  $A_r$  – коефіцієнт поглинання гладкої поверхні). Із цієї частини випромінювання промениста енергія  $Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - A_r)^2 \cdot \varphi_{\text{шш}}^2 \cdot (1 - \varphi_{\text{шш}})$  відіб'ється від шорсткої поверхні та вийде через умовну гладку частину поверхні. Тому необхідно просумувати все вихідне в навколишній простір випромінювання через гладку частину поверхні:

$$Q_{\text{випром.ш}} = Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - \varphi_{\text{шш}}) \times \quad (1.39)$$

$$\times [1 + \varphi_{\text{шш}} \cdot (1 - A_r) + \varphi_{\text{шш}}^2 \cdot (1 - A_r)^2 + \dots].$$

Заміною в правій частині у квадратних дужках вираження геометричної прогресії, що убуває нескінченно, сумою її членів отримано повну енергію випромінювання шорсткої поверхні:

$$Q_{\text{випром.ш}} = Q_{\text{власн.ш}} \cdot (1 - \varphi_{\text{шш}}) \cdot \frac{1}{1 - (1 - A_r) \cdot \varphi_{\text{шш}}}. \quad (1.40)$$

Відповідно до визначення, складові випромінювання дорівнюють:

1) власному випромінюванню шорсткої поверхні, яка характеризує ступінь чорності гладкої поверхні  $Q_{\text{власн.ш}} = \varepsilon_r \cdot E^0 \cdot F_{\text{ш}}$ , де  $E^0$  – чорне випромінювання за температурою тіла;

2) випромінюванню, яке проходить скрізь умовно гладку частину поверхні  $Q_{\text{випром.ш}} = \varepsilon_{\text{ш}} \cdot E^0 \cdot F_r$ .

Таким чином, урахування багаторазового власного випромінювання тіла в глибоких порожнинах шорсткої поверхні призводить до наступного відношення між випромінювальними здатностями шорсткої  $\varepsilon_{\text{ш}}$  та гладкої  $\varepsilon_r$  поверхні [4]:

$$\varepsilon_{\text{ш}} = \left[ 1 + \left( \frac{1}{\varepsilon_r} - 1 \right) \cdot F \right]^{-1}, \quad (1.41)$$

де  $F$  – чинник шорсткості поверхні.

Аналогічні відношення отримані під час взаємодії падаючого випромінювання із шорсткою поверхнею. Відносні величини  $\chi = \frac{A_r}{A_{\text{ш}}} = \frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_{\text{ш}}}$  виражені формулою [4]:

$$\chi = A_r + (1 - A_r) \cdot F. \quad (1.42)$$

Значення коефіцієнта випромінювання шорсткої поверхні  $A_{\text{ш}}$  буде тим більшим, чим більший коефіцієнт випромінювання умовно-гладкої поверхні  $A_r$  та меншим значення  $F$ . З формули (1.42) випливає, що величини  $A_r$  та  $F$  входять у формулу симетрично, тобто їх вплив на  $\chi$  однаковий. Формулу (1.42) можна подати у вигляді, аналогічному (1.41):

$$A_{\text{ш}} = \left[ 1 + \left( \frac{1}{A_r} - 1 \right) \cdot F \right]^{-1}. \quad (1.43)$$

Значення чинника шорсткості поверхні для деяких простих форм подані в табл. 1.3 [4].

Таблиця 1.3

### Значення чинника шорсткості поверхні $F$

Вид шорсткості (рис. 1.14)	а	б	в	г	д	е
$F$	$\sin \frac{\theta}{2}$	0,5	$\frac{1}{1 + 4(h/l_0)}$	$\sin \frac{\theta}{2}$	0,637	$\frac{1}{1 + 2(h/l_0)}$

Залежність між радіаційними характеристиками шорсткої та гладкої поверхонь і чинником шорсткості, розрахованим за методикою, поданою в роботі С. Г. Агабабова [4], наведена на рис. 1.15.

Радіаційні характеристики шорсткої та гладкої поверхонь будуть різні. Зі збільшенням випромінювальної здатності гладкої поверхні збільшується й випромінювальна здатність для шорсткої поверхні (чинник шорсткості зменшується). Інтенсивність зростання випромінювальної здатності шорсткої поверхні збільшується зі зменшенням величини  $\varepsilon_r$ .

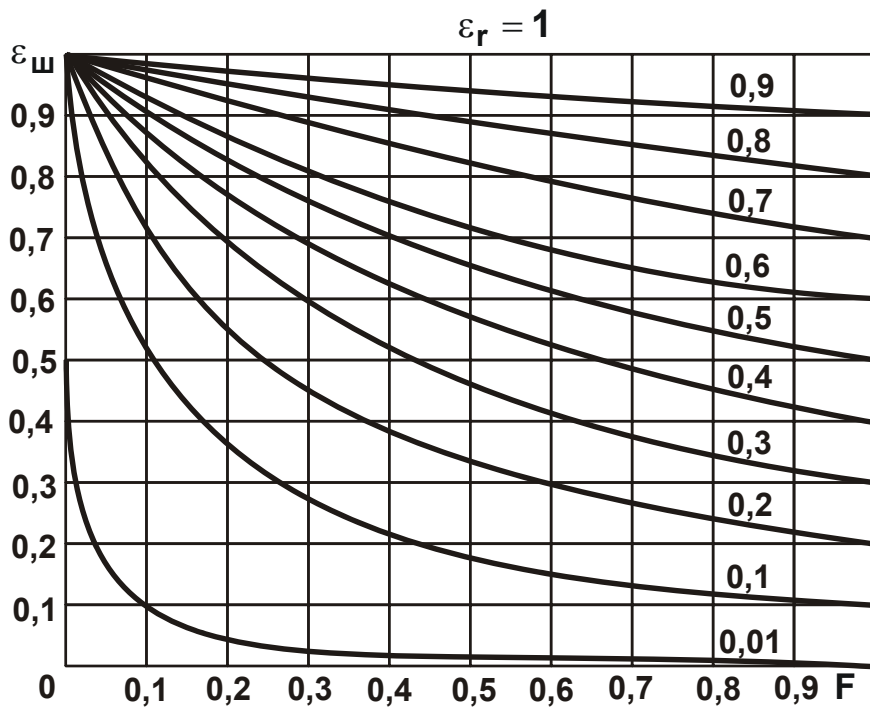


Рис. 1.15. Залежність між радіаційними характеристиками шорсткої  $\varepsilon_{ш}$  та гладкої  $\varepsilon_{г}$  поверхонь і чинником шорсткості поверхні  $F$

Вплив методів обробки поверхонь виробів на експлуатаційні характеристики цих поверхонь може бути поданий через моделі шорсткості поверхонь виробу й їх оптичних характеристик, а також моделі теплового процесу, який характеризує умови експлуатації (рис. 1.16).

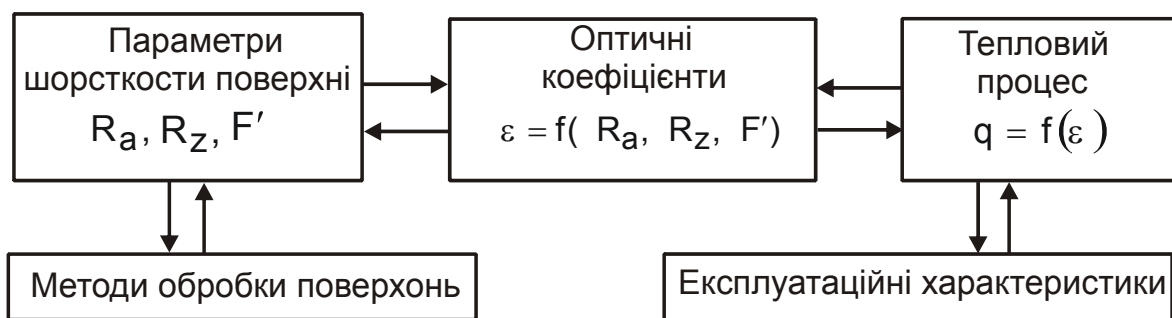


Рис. 1.16. Схема забезпечення заданих експлуатаційних характеристик оброблених поверхонь деталей

Використання методів обробки поверхонь деталей дозволяє формувати їх шорсткість. Параметри шорсткості функціонально впливають на оптичні характеристики поверхонь, що дозволяє впливати на зміну теплового процесу та на функціональні властивості виробу.

## 1.6. Загальний аналіз технологічних методів забезпечення оптичних характеристик поверхонь

Сучасне уявлення про вплив методів обробки деталей на геометричні та фізико-хімічні властивості поверхонь засноване на наукових працях Ш. М. Білика, Ю. Р. Вітенберга, А. М. Дальського, Н. Б. Демкіна, П. Е. Дьяченко, І. В. Крагельського, О. А. Маталіна, П. Н. Орлова, Е. В. Рижова, Я. А. Рудзита, А. М. Суліми, Л. А. Хворостухіна, Л. С. Цеснека, Ю. Г. Шнейдера, О. В. Якімова, П. І. Ящерицина та інших учених.

Властивості поверхневого шару деталей формуються в основному на фінішних операціях. Поверхні однакової конфігурації можуть бути оброблені декількома методами, що призводить до різного фізико-хімічного стану оброблених поверхонь. На даний час накопичений великий експериментальний матеріал, однак дані окремих робіт [59] не містять опису режимів обробки, що утрудняє їх використання (див. рис. 1.3, 1.4).

Можна виділити методи обробки поверхонь, найбільш чутливі до досягнення певного мікрорельєфу та його регулювання в певних межах [8; 24; 46]:

механічна обробка (шліфування, полірування, піскоструминна та ін.) дозволяє регулювати випромінювальні властивості в значних межах;

хімічна й електрохімічна обробка (полірування, витравлювання, окислювання та нанесення покриттів із широким інтервалом товщини);

окислювання в різних середовищах (процес добре вивчений, ефективний у комбінації з іншими, застосовується в основному для збільшення поглинальної та випромінювальної здатності);

металізація у вакуумі (великі можливості щодо регулювання відбивної та випромінювальної здатності, процес складний конструктивно та технологічно для обробки великогабаритних деталей);

мікролегування поверхневого шару – електроіскрова, анодно-плазмова, з використанням енергії оптичного квантового генератора, іонне легування та ін. (ці процеси мало вивчені, однак мають великі можливості в комбінації з іншими);

неорганічні покриття зануренням, розпилення та ін. (ці процеси складно контролювати на невеликих товщинах, оскільки порушується суцільність покриття).

Кожен із цих способів має свої переваги та недоліки, області ефективного використання. Їх особливості описані в ряді патентів [58; 59;

147]. Становлять інтерес технічні рішення для отримання високовідбивної системи – полірована поверхня покривається розчином рідкого скла або багат шаровим покриттям з дрібнодисперсною фарбою з оксидованою міддю дисперсної структури або скляних кульок. Дифузійне відбиття падаючого випромінювання забезпечується піскоструминною обробкою (електрокорундом) з подальшим витравлюванням у розчині гідроокису калію. Зменшити світловідбивальну здатність плівки без порушення її глянцевої можна, якщо в гальванічну ванну ввести дрібнодисперсний абразивний порошок.

Заслуговують на увагу питання стабільності властивостей поверхневих шарів, отриманих різними методами. Відзначається нестабільність лакофарбових, емалевих, анодних та інших покриттів, які мають у своєму складі органічні компоненти або отримані з робочого середовища, що їх містить. Ефективні методи пластичного деформування й електрохімічного полірування, електрохімічного осадження покриттів з електролітів на основі неорганічних кислот або органічних кислот з добавками солей. Дослідники виявляють особливу цікавість до отримання багат шарових високовідбивних систем, нанесення селективних покриттів методом вакуумного, плазмового й електронно-променевого напилювання, а також із застосуванням енергії оптичного квантового генератора (ОКГ).

Селективні покриття застосовують для фотооптичних перетворювачів [147]. Однак застосування таких покриттів для великогабаритних деталей – складне технологічне завдання. Для тонкостінних деталей з певними характеристиками міцності, наприклад трубчастих елементів штанг, технологічні можливості нанесення таких покриттів обмежені.

Відомі особливості металевих поверхонь зі спектрально-селективними характеристиками [58], які можуть застосовуватися для забезпечення мінімальної температури деталей. Умові мінімального градієнта може задовольняти полірована металева поверхня з покриттям тонким шаром діелектрика або напівпровідника, прозорими в області коротких хвиль  $\lambda \approx (0,3 \dots 2,5)$  мкм і сильно поглинальними в області довгих хвиль  $\lambda \approx (4 \dots 40)$  мкм. Спектральна відбивна здатність металевих поверхонь для області довгих хвиль, що відповідають власному випромінюванню поверхні, значно вища неметалевих. В області коротких довжин хвиль, що відповідають максимуму спектра сонячного випромінювання, металеві та неметалеві поверхні в основному характеризуються слабким поглинанням. Ця поверхня в області коротких хвиль повинна мати високу спектральну відбивну здатність металу, а в області довгих

хвиль – низьку відбивну здатність діелектрика, тобто має добре відбивати падаюче сонячне випромінювання та випромінювати власне.

Становить інтерес система метал – окисел [59], що відрізняється стійкістю та стабільністю випромінювальних властивостей у процесі тривалого зберігання й експлуатації. Основні умови створення такої системи: вона повинна бути ізотермічною; межі розподілу оптично гладкими; тонка неметалічна плівка повинна бути однорідною, ізотропною, постійної товщини. Однак поверхневий шар реальних матеріалів неоднорідний за структурою, що формується в результаті обробки поверхні під дією технологічних чинників. У зв'язку із цим важливим моментом є технологічне забезпечення однорідного оптимального мікрорельєфу.

З існуючих способів фінішної обробки металів з метою додання поверхні високої світловідбивної здатності найбільш прийнятне абразивне й електрохімічне полірування [41; 46; 59; 89; 102].

У науково-технічній літературі описані методи полірування металів із застосуванням абразивних складів: механічне; хіміко-механічне; електро-хіміко-механічне з накладенням ультразвуку; рідинне; вібраційне; гідроабразивне струминне; магнітно-абразивне; ущільненим потоком вільного абразиву; “киплячим” шаром абразиву; відцентрове (у тому числі в планетарних установках); пружно-емісійне [41; 46; 59; 89; 102].

Механічне полірування за допомогою полірувальників має ряд переваг порівняно з іншими методами [8]: можливість управління параметрами шорсткості поверхні; підвищення точності обробки; простота реалізації методу.

Застосовують наступні різновиди **абразивного полірування**: жорсткими й еластичними кругами, щітками, шкірками, стрічками, джгутами, пелюстками. Для обробки деталей зі стрічок еластичні круги мають ряд переваг порівняно із жорсткими [120]: дозволяють амортизувати удар зерна об оброблювану поверхню, що підвищує стійкість круга; зменшується напруженість теплового потоку аж до повного усунення припикань; зменшується різновисотність різальних профілів, тобто працює одночасно велика кількість зерен; зменшується швидкість засолювання круга; поліпшуються умови для самоочищення круга; ліквідується мікро-розтріскування поверхневого шару крихких оброблюваних матеріалів; збільшується час дії абразивного зерна на оброблювану поверхню.

Абразивне полірування може виконуватися: закріпленим (зв'язаним) абразивом; абразивом, що шаржується в інструмент примусово (паста, суспензія); вільним абразивом, незакріпленим (порошки).

Наукові основи абразивних процесів викладено в працях П. А. Ребіндера, А. В. Шубнікова, В. Д. Кузнєцова та інших учених.

Сутність явищ під час абразивного полірування П. І. Ящерицин характеризує в такий спосіб [32]: механічне видалення нерівностей з локальними температурними діями (різання абразивними зернами та пластичне деформування найтоншого поверхневого шару оброблюваної деталі); окислювання за рахунок хімічно-активних добавок, що входять до складу паст, і під дією навколишнього середовища; виникнення електроструму під час взаємодії робочого середовища з поверхнями оброблюваної деталі та полірувальника.

Ефект полірування буде залежати від ступеня прояву цих явищ. Полірування вільним абразивом відрізняється незначним зніманням металу оброблюваної поверхні. Вільні зерна добре втримуються поверхнею полірувальника, чому сприяє обволікання їх іншими компонентами паст. Перекочуючись у процесі різання, зерна самі дробляться та дроблять закріплені зерна. До кінця полірування їхня активність у різанні сильно знижується. Локальні температурні дії сприяють розм'якшенню мікронерівностей, у результаті чого метал рівномірно розподіляється по обробленій поверхні (ефект пластичного деформування металу). Однак у дуже пластичному верхньому шарі може відбуватися наволочення металу, утворення надирів. Утворення плівки окислів сприяє зменшенню коефіцієнта тертя [32], що призводить до зменшення контактної температури та пластичності граничного шару металу, поліпшує якість обробленої поверхні. Із проблем тертя та зношування щодо явищ, які супроводжують процеси полірування, отриманий і узагальнений великий експериментальний матеріал, досить широко поданий у відомій монографії І. В. Крагельського [79].

У науково-технічній літературі є опис пристроїв і абразивних сполук для безперервної абразивної обробки деталей з різних матеріалів [8]. Однак досвід застосування абразивного полірування для обробки тонких пружинних стрічок практично відсутній. Це вимагає вдосконалювання встаткування та пристроїв для обробки, абразивних сполук, які забезпечують задані параметри якості поверхні.

Питання впливу абразивного полірування на властивості матеріалів розглянуті в роботах П. А. Ребіндера, А. С. Ахматова, І. В. Крагельського, Б. В. Дерягіна, Б. І. Костецького, В. Л. Кузнєцова, І. В. Гребенщикова, М. І. Богомолова та інших учених [24; 79]. До основних чинників впливу на процес абразивного полірування відносять матеріал і зернистість аб-

разиву, його концентрацію, матеріал і конструкцію полірувальника; властивості матеріалу деталі, її розміри та конфігурацію; режим обробки та вимоги до оброблюваної поверхні.

Матеріал абразиву впливає на знімання металу оброблюваної поверхні та мікрорельєф, що формується в процесі обробки.

У науково-технічній літературі є дані про застосування різних абразивних матеріалів: електрокорунду нормального білого, карбїду кремнію зеленого, алмаза синтетичного, кубічного нітриду бору, титанистого електрокорунду [8]. Установлено, що застосування електрокорунду забезпечує значення висотного параметра шорсткості поверхні на рівні 0,08 – 0,16 мкм.

М. І. Богомолів у роботі [24] рекомендує застосовувати на фінішній операції зернистість абразиву не більше 28 мкм, тому що обробка абразивом більшої зернистості не призводить до помітного підвищення продуктивності, а викликає різке підвищення шорсткості поверхні.

Таким чином, проведений аналіз результатів досліджень, опублікованих у науково-технічній літературі, дозволяє зазначити наступне.

Якість поверхні деталей визначає їх експлуатаційні характеристики. Мікрорельєф обробленої поверхні впливає на світловідбивання, що в значній мірі визначає тепловий режим роботи деталей з тонкого листа та стрічок. Із всіх відомих способів обробки деталей найменші значення висотних параметрів шорсткості поверхні забезпечують механічне абразивне полірування еластичними кругами (полірувальниками) й електрохімічне полірування. Однак у поліруванні застосовується велика розмаїтість матеріалів і сполук, що утрудняє їх вибір для обробки конкретних деталей: недостатньо інформації із застосування інструментів і робочих сполук з урахуванням умов обробки; на різних підприємствах у обробці тих самих матеріалів застосовують різні інструменти, сполуки, режими; рекомендації літературних джерел нерідко бувають суперечливими.

## **1.7. Технологічні можливості обробки деталей вільним абразивом**

У п. 1.6 основна увага приділена процесам полірування. Проте існує значна кількість методів обробки деталей вільним абразивом. Тому важливо провести аналіз їх технологічних можливостей з погляду забезпечення оптичних характеристик оброблюваних поверхонь.



Проблемі підвищення експлуатаційних характеристик деталей технологічними методами присвячені роботи Е. В. Рижова, П. І. Ящерицина, А. М. Сулими, у яких сформульовані основні наукові положення. Обробці різанням з досягненням мінімальної шорсткості поверхні присвячені роботи І. В. Гребенщикова, П. Н. Орлова, А. І. Федотова та ін. У цих роботах зміни оптичних характеристик автори пов'язують зі зміною природи неметалічної плівки, а вплив шорсткості не розглядають. В окремих роботах звертається увага на необхідність згладжування поверхневого шару для підвищення відбивної здатності. Найбільш ефективно згладжування досягається абразивним поліруванням.

На сьогодні одним з основних завдань у виробництві сучасної продукції є підвищення точності й якості деталей за умови високої продуктивності, а також високої надійності та довговічності роботи машин і встаткування, які забезпечують життєдіяльність людей. Забезпечення високої ефективності виробництва можливо шляхом розробки та впровадження нових технологічних процесів абразивної обробки.

Проблема управління геометричними характеристиками та фізико-хімічним станом поверхонь деталей достатньо актуальна. Тому розроблено наукові основи управління процесом формування відхилень форми та розташування поверхонь, хвилястості та шорсткості поверхонь. Однак для мікронерівностей з розмірами менше 1 мкм існує проблема управління процесом їх формування. Труднощі відтворення таких мікронерівностей виникають з наступних причин: оксиди, як результат фізико-хімічних явищ на поверхні, є порівнянними із заданими значеннями геометричних характеристик нерівностей; наявність забруднень, неоднорідностей на поверхні вимагають введення додаткових операцій обробки поверхні; силові дії на мікрорівні повинні дозуватися та бути підконтрольними керівній системі.

Методи абразивної обробки включають обробку закріпленими абразивами (шліфування, хонінгування та ін.) і вільними абразивами. Істотним недоліком обробки закріпленим абразивом є неможливість обробки складних за формою просторових поверхонь деталей, оскільки приблизно 80 % усієї механічної роботи, затраченої на процес шліфування, переходить у тепло. Тому відсутність тертя жорсткої зв'язки в процесі обробки вільним абразивом призводить до зниження температури різання в зоні обробки, що створює додатковий ефект під час обробки вільним абразивом.

Необхідно зазначити, що на сьогодні розроблені теоретичні основи, методика вибору технологічних режимів і методики оптимізації технологічних режимів в обробці закріпленими абразивами (для шліфування, хонінгування та ін.) [16; 53; 74; 86; 107; 181; 186].

Розроблено нові способи обробки поверхонь складної форми, у яких відсутнє жорстке зв'язування абразивів у робочому середовищі. Вільні абразивні зерна більш повно використовують свої різальні можливості, тому що відбувається рівномірний розподіл і переміщення їх різальних кромek відносно оброблюваних поверхонь. Ці способи дозволяють за порівняно простими кінематичними схемами устаткування здійснювати обробку деталей складної конфігурації з різних матеріалів. Оскільки швидкості різання менші, ніж у звичайному шліфуванні, то знижується й температурний режим процесу, сприятливіші умови різання, менше небажаних структурних змін. Технологічні можливості способів обробки вільним абразивом дозволяють ефективно виконувати фінішну обробку поверхонь: полірування, операції доведення, видалення гострих кромek, – а також використовувати додатково хімічну, електричну, магнітну й інші види енергії.

Для узагальнення результатів проведених досліджень важливо виконати класифікацію способів обробки вільними абразивами. З огляду на широкі технологічні можливості та велику кількість технологічних параметрів можна класифікувати розглянуті способи за характером дії абразивних часток на поверхню оброблюваної деталі. На підставі аналізу робіт в області абразивної обробки розроблена класифікація способів обробки (рис. 1.17).

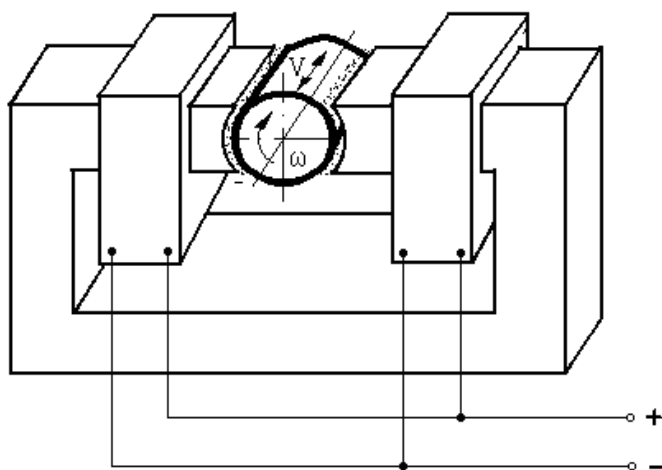


**Рис. 1.17. Класифікація способів обробки вільними абразивами за характером дії абразивної частки**

Способи обробки вільними абразивами розроблені порівняно не-давно та вивчені менше, ніж методи обробки закріпленим абразивом. Нормативи вибору режимів обробки практично відсутні, а рекомендації суперечливі. У зв'язку із цим важливо розглянути фізико-технологічні особливості цих способів обробки.

Абразивне полірування – давно відомий та широко розповсюдженний спосіб обробки незакріпленими абразивними частками. Абразивні частки втримуються полірувальником, який забезпечує спрямоване переміщення робочого середовища. Існують рекомендації з вибору матеріалів для полірувальника, абразивних часток для робочого складу, поверхнево-активних речовин, режимів обробки. Однак ці дані не систематизовані та не завжди знаходять практичне застосування. Сутність способу полягає в механічній дії на оброблювану поверхню шаржованих у полірувальник зерен, які перекочуються, здійснюючи мікрорізання, подряпання та поверхневе мікропластичне деформування.

Сутність способу магнітно-абразивного полірування (в обробці за схемою з механічним приводом) полягає в тому, що оброблюваній поверхні деталі або порошку з магнітними й абразивними властивостями, поміщеним у магнітне поле, надають примусовий рух відносно один одного. Знімання металу здійснюється в результаті силової дії порошку на поверхню деталі та зазначених відносних рухів. Принципова схема обробки наведена на рис. 1.18.



**Рис. 1.18. Схема магнітно-абразивного полірування циліндричної поверхні**

Особливістю способу, запропонованого в роботі [17], є застосування пульсуючого магнітного поля, радіального відносно осі розташування полюсів, і осциляція деталі вздовж осі. Оброблювана деталь розташована між полюсними наконечниками електромагніту з деякими зазорами, у які подається порошок, що характеризується магнітними й абразивними властивостями. Механічний привід здійснює обертальний та осцилюючий рух деталі вздовж осі рух. Силами магнітного поля зерна порошку втримуються в робочих зазорах, притискаються до пове-

ний та осцилюючий рух деталі вздовж осі рух. Силами магнітного поля зерна порошку втримуються в робочих зазорах, притискаються до пове-

рхні деталі та виконують її обробку. У робочі зазори подається технологічна рідина.

В якості технологічних чинників розглядаються: величина магнітної індукції в робочому зазорі, матеріали магнітно-абразивного порошку й оброблюваної деталі, величина робочого зазору, швидкість відносного руху порошку та деталі, наявність допоміжного робочого руху (осциляції), стан вихідної поверхні (фізико-механічні властивості та мікрогеометричні характеристики), наявність і вид технологічної рідини, величина зерен порошку. Очевидно, що найбільш близькими за фізичною сутністю будуть процеси, об'єднані в підгрупу, основу на дії з зіткненням часток. До них досить близько примикають процеси на основі дії спрямованим потоком часток. Деякими відмінностями характеризується підгрупа, основана на дії з ковзанням часток.

Необхідно зазначити, що теоретичні основи розроблені не для всіх методів, а окремі довідкові матеріали не зведені в єдине ціле, не зроблені спроби створити узагальнену теорію обробки вільними абразивами. Це утруднює оптимізацію технологічних параметрів під час обробки вільним абразивом. Однак загальні особливості та закономірності розглянутих методів створюють передумови розроблення єдиної теорії, а індивідуальні особливості дозволяють розробити методику вибору методу обробки для конкретного технологічного процесу.

Найпоширенішим методом обробки вільними абразивами є вібраційна обробка [10]. Залежно від характеру застосовуваного робочого середовища вона є механічним або хіміко-механічним процесом знімання дрібних часток металу і його окислів з оброблюваної поверхні, а також згладжування мікронерівностей шляхом їх пластичного деформування частками робочого середовища, які в процесі обробки виконують коливальний рух.

Оброблювані деталі завантажують в робочу камеру, заповнену робочим середовищем необхідної характеристики. Робоча камера, встановлена на пружній підвісці, може коливатися в різних напрямках (рис. 1.19).

Приводом робочої камери є інерційний вібратор із частотою до 50 Гц і амплітудою від 0,5 до 6 – 8 мм. У процесі обробки деталі та частки робочого середовища відносно переміщуються, виконуючи два види рухів: коливання та повільне обертання всієї маси завантаження (циркуляційний рух). Від стінок робочої камери вібрація передається прилеглим шарам робочого середовища, які надають її наступним шарам і т. д.

У процесі обробки деталі займають різні положення в робочому середовищі, що забезпечує досить рівномірну обробку всіх поверхонь. Велика кількість мікроударів на оброблювану деталь одночасно в різних напрямках сприяє до деякої міри втриманню її у зваженому стані, виключаючи грубі вибоїни й інші ушкодження. Це дозволяє обробляти деталі малої жорсткості. У результаті циркуляції обробка відбувається в усіх зонах робочої камери, найбільш ефективно – біля дна камери, де тиск робочого середовища вищий.

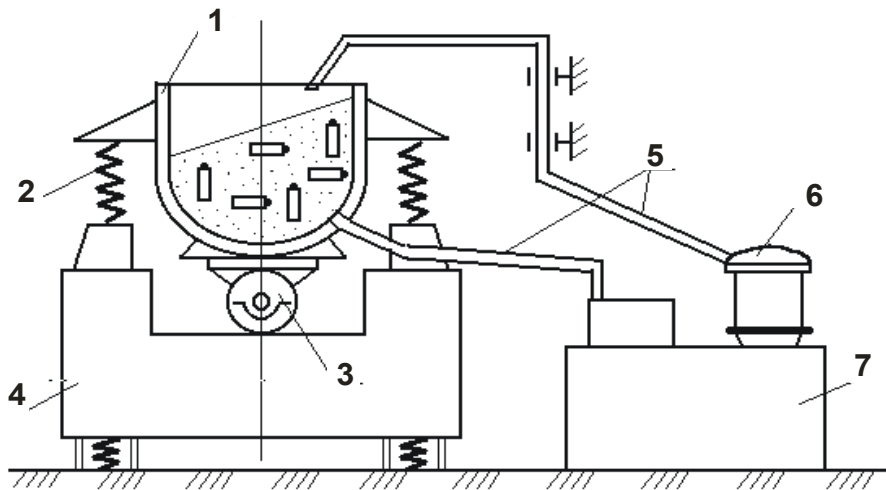


Рис. 1.19. **Схема процесу вібраційної обробки**

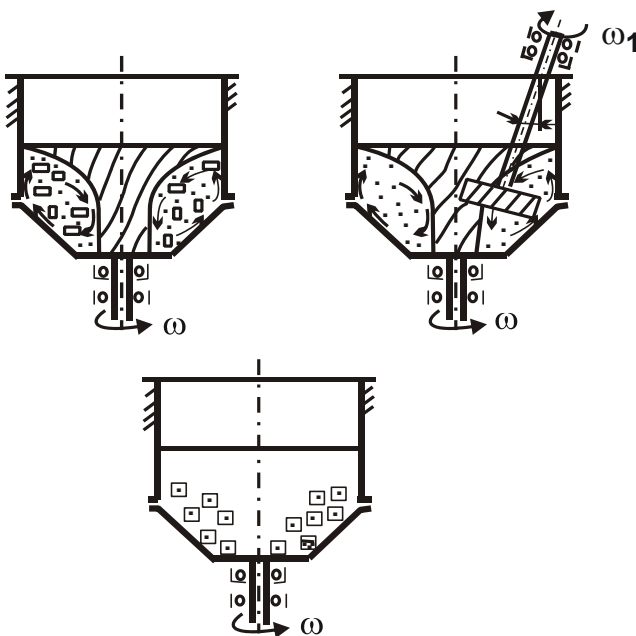
Умовні позначення: 1 – робоча камера; 2 – пружини; 3 – дебалансний вібратор; 4 – основа; 5 – шланги для подачі та зливу технологічної рідини; 6 – помпа; 7 – бак-відстійник.

Більшість операцій вібраційної обробки виконується з безперервною або періодичною подачею технологічної рідини. Вона забезпечує видалення продуктів зношування (часток металу й абразиву) з поверхні деталей та часток робочого середовища, змочує деталі та середовище, допомагає їх поділу та рівномірному розподілу деталей у робочому середовищі, сприяє охолодженню оброблюваних деталей. Конструкції вібраційних верстатів дозволяють застосовувати різні сполучення твердих, рідких і змішаних компонентів робочих середовищ. Це створює умови протікання хімічних і електрохімічних процесів. Вібраційну обробку виконують в умовах відносно високої активності оброблюваної поверхні внаслідок її очищення від окислів і забруднень і застосування відповідних технологічних рідин. Обсяг робочої камери може змінюватися від 0,1 дм<sup>3</sup> до декількох кубічних метрів, що дозволяє виконувати обробку різних за розмірами деталей.

У процесі обробки створюються гарні умови для видалення стружки та шламу, які вільно проникають між частками робочого середовища та видаляються технологічними рідинами в бак-відстійник. Основними технологічними чинниками є амплітуда та частота коливань, характеристики робочого середовища, матеріалу деталей та час обробки.

Особливості вібраційної обробки – одночасна обробка великої кількості деталей без закріплення, можливість обробки деталей різних розмірів і малої жорсткості. Обробку виконують в основному в межах профілю вихідної шорсткості, тобто є “безрозмірною”, однак, якщо необхідне видалення дефектного шару (після лиття, штампування та ін.), можна знімати великий припуск за рахунок збільшення часу обробки.

Спосіб об'ємної відцентрово-ротаційної обробки полягає в тому, що гранульоване обробне середовище та деталі приводяться в обертовий



рух навколо вертикальної осі таким чином, що набувають форму тора, у якому частки рухаються за спіральними траєкторіями. Тороїдально-гвинтовий потік забезпечується конструкцією робочої камери верстата (рис. 1.20), яка складається з нерухливої обичайки й обертового ротора, що приймає до неї та має в найпоширенішому варіанті форму тарілки.

Рис. 1.20. **Схема процесу відцентрово-ротаційної обробки**

Оброблювані деталі завантажуються в робочу камеру довільно та переміщуються разом з робочим середовищем. Знімання металу здійснюється за рахунок

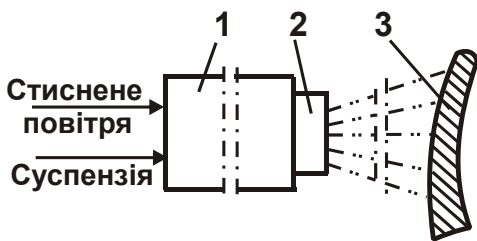
відносного переміщення та взаємодії абразивних гранул і деталей, що змочуються рідиною та безупинно подаються в робочу камеру. Таким чином можуть оброблятися деталі різної геометричної форми, які мають достатню жорсткість, щоб не деформуватися в тороїдально-гвинтовому потоці. Відцентрово-ротаційна обробка є “безрозмірною”, дозволяє отримати високу інтенсивність обробки за рахунок великих швидкостей переміщення компонентів тороїдально-гвинтового потоку. Вільне переміщення та циркуляція деталей у потоці сприяють їх рівномірній обробці. Технологічна рідина забезпечує видалення стружки та шламу з поверхні

деталей та часток робочого середовища, змочує їх, сприяє охолодженню оброблюваних деталей.

Інтенсивність відцентрово-ротаційної обробки залежить від швидкості обертання ротора та тривалості обробки, характеристики та розмірів часток робочого середовища, обсягу робочої камери, механічних властивостей матеріалу оброблюваних деталей та ін. Конструкція верстатів для відцентрово-ротаційної обробки також дозволяє застосовувати різні сполучення твердих і рідких компонентів, створювати умови для протікання хімічних і електрохімічних процесів.

Особливості відцентрово-ротаційної обробки – висока інтенсивність обробки, підвищене зношування робочого середовища, одночасна обробка партії деталей, обробка деталей невеликих розмірів. При цьому існує небезпека деформації деталей малої жорсткості.

Спосіб струминно-абразивної обробки [119] полягає у використанні ефекту удару часток обробного матеріалу об оброблювану поверхню. Фізична картина процесу аналогічна зношуванню матеріалів, що перебувають під дією потоку часток. Водночас цьому крім знімання металу



**Рис. 1.21. Принципова схема струминно-абразивної обробки**

з поверхні спостерігається її зміцнення та зміна мікрогеометрії, а в тонких поверхневих шарах виникають залишкові напруги стиску. Принципова схема струминно-абразивної обробки наведена на рис. 1.21. Перемішані з рідиною та відповідними антикорозійними присадками частки абразивного матеріалу надходять у струминний апарат, де за допомогою енергії стисненого повітря розганяються до швидкості 100 – 200 м/с і розпоршуються соплом у вигляді струменя, що направляється на деталь і обробляє її під час зіткнення з поверхнею.

Основними чинниками, які впливають на результати обробки, є: тиск стисненого повітря, вид абразивного матеріалу і його зернистість, концентрація та склад суспензії, кут атаки струменя, довжина струменя та час обробки.

Основними чинниками, які впливають на результати обробки, є: тиск стисненого повітря, вид абразивного матеріалу і його зернистість, концентрація та склад суспензії, кут атаки струменя, довжина струменя та час обробки.

На ефективність процесу впливає також і конструкція струминного апарата. Продуктивність струминно-абразивної обробки й якість обробленої поверхні залежать від вищевказаних чинників, а також від вихідного стану оброблюваної поверхні (мікрогеометрії, механічних характеристик). Обробка також є “безрозмірною”.



Особливості струминно-абразивної обробки – обробка однієї або декількох закріплених деталей, необхідність переміщення сопла уздовж деталі, обробка деталей різних розмірів, необхідність пристрою для збирання та повернення в струминний апарат абразивних часток.

Спосіб турбоабразивної обробки заснований на використанні техніки псевдозрідження сипучих матеріалів і полягає в створенні абразивного киплячого (псевдозрідженого) шару, у який поміщають оброблювану деталь, задаючи різні види руху залежно від її форми.

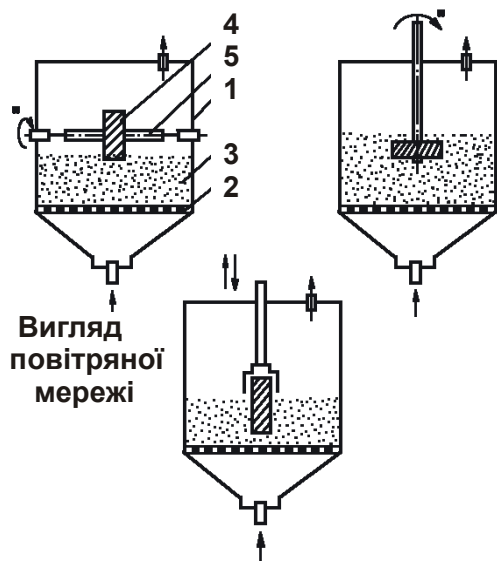


Рис. 1.22. Принципова схема турбоабразивної обробки

Киплячий шар абразиву створюють таким чином (рис. 1.22): у ємність циліндричної або прямокутної форми, дном якої слугують спеціальні газорозподільні ґрати, насипають шар абразивного зерна, потім через розподільні ґрати подають знизу нагору потік повітря. Збільшення швидкості повітряного потоку примушує частки виконувати пульсаційні переміщення у вертикальному та горизонтальному напрямках, інтенсивно перемішуючись внаслідок турбулентності повітряного потоку. Стикаючись, частки набувають обертання, що є причиною виникнення поперечної сили, яка переміщує зерно перпендикулярно напрямку повітряного потоку й є джерелом хаотичного руху часток у киплячому шарі. Критична швидкість псевдозріджування, коли шар переходить у зважений стан, є важливою характеристикою киплячого шару. У такий киплячий шар абразивних зерен можна помістити деталь будь-якої конфігурації. Під час зіткнення зерен з поверхнею деталі знімання металу буде відбуватися шляхом мікрорізання або втомленого руйнування. Малі швидкості зерен у киплячому шарі (0,1 – 1 м/с) і малі сили зіткнення спричиняють низькотемпературний характер процесу, а велика кількість зіткнень зерен з кожною ділянкою поверхні деталі – однорідний мікрорельєф поверхні. Однак для нерухливої деталі, зануреної в киплячий шар, продуктивність обробки мала, і такий процес економічно неефективний. Значне збільшення продуктивності досягається шляхом надання деталі обертального або коливального руху, причому останній менш ефективний, тому що його швидкість обмежена інерційними силами (15 – 20 м/хв).



Основними чинниками впливу на продуктивність турбоабразивної обробки є швидкість обертання деталі, швидкість повітряного потоку, вид і зернистість абразивного середовища, механічні властивості матеріалу деталі. Оброблена поверхня після турбоабразивної обробки має кратероподібний мікрорельєф, що складається з великої кількості коротких подряпин, які створюють матову поверхню.

Оскільки достатньо жорсткого з певною формою інструмента для турбоабразивної обробки немає, то точність розмірів і форми деталей не може бути підвищена спрямованим шляхом. Однак з огляду на відносно малі розміри шарів металу, які знімаються, можна припустити (і експерименти це підтверджують), що істотних погрешностей у цьому виді обробки не виникає. Слід мати на увазі обов'язкове округлення гострих кромek деталей під час турбоабразивної обробки, що в ряді випадків може розглядатися як позитивний чинник. Особливості турбоабразивної обробки – можливість обробки однієї або декількох деталей, необхідність закріплення й обертання деталей, обробка деталей невеликих розмірів, необхідність запобігання віднесенню в атмосферу абразивних часток.

Метод обробки вільним абразивом, ущільненим інерційними силами [82], є процес, у якому обробка відбувається в результаті контактної взаємодії оброблюваної поверхні з ущільненим під дією інерційних сил шаром вільного абразиву під час їх відносного переміщення. На рис. 1.23 показані схеми процесу обробки різних видів поверхонь деталей вільним абразивом, ущільненим інерційними силами.

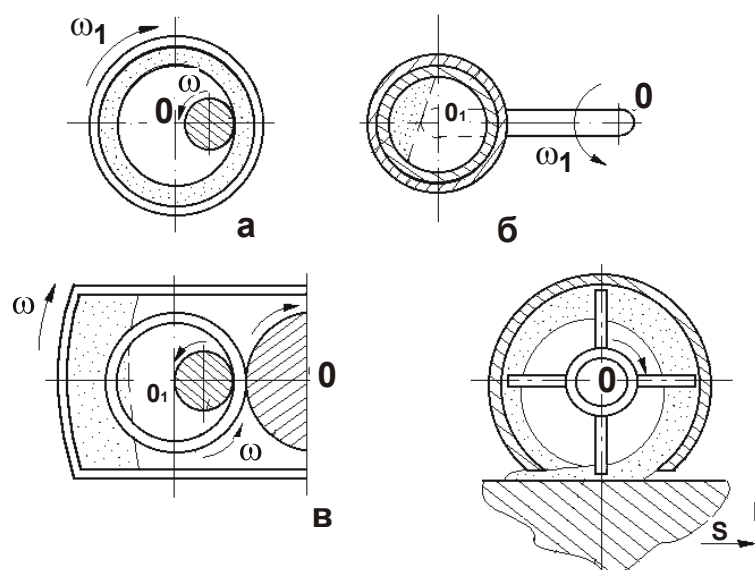


Рис. 1.23. Схеми обробки деталей вільним абразивом, ущільненим інерційними силами

За схемою, зображеною на рис. 1.23а, вільний абразив ущільнюється в обертовому барабані. Під дією інерційних сил абразивна суспензія притискається до внутрішньої поверхні барабана й утворює кільце, що у сталому режимі буде синхронно обертатися разом з барабаном. Таке кільце зберігає форму під час обертання, а ступінь ущільнення часток буде визначатися кутовою швидкістю обертання барабана. При цьому міжзеренний простір в ущільненому абразивному кільці буде заповнений рідиною суспензії.

Оскільки тверді частки ущільненого обертового шару абразиву мають кінетичну енергію, то після введення в цей шар деталі її поверхня буде зазнавати динамічну дію маси абразивних часток. Під час удару об поверхню та ковзання нею абразивні частки будуть знімати дрібні частки металу та виконувати обробку поверхні. Якщо деталь із зовнішньою поверхнею обертання, то для забезпечення нормальної обробки всієї поверхні деталі необхідно надати обертання навколо власної осі.

Ущільнений абразивний шар має певну пружність і щільно облягає поверхню зануреної в нього деталі, точно копіюючи форму її профілю, що забезпечує практично однорідний тиск на всі ділянки профільної поверхні й їх рівномірну обробку. Під час обробки внутрішніх поверхонь обертання можливо виконувати формування ущільненого абразивного шару усередині порожнини деталей (рис. 1.23б).

Достатньо перспективним рішенням проблеми є одночасна обробка як внутрішніх, так і зовнішніх поверхонь деталей (рис. 1.23в).

Складнопрофільні поверхні плоских деталей можуть оброблятися даним методом, якщо направити суспензію з ущільненим шаром вільного абразиву на оброблювану поверхню.

На рис. 1.23г показана схема установки, в якій абразив ущільнюється інерційними силами від обертання ротора з лопатями. Ущільнений абразивний шар направляється через вікно в корпусі барабана на поверхню оброблюваної деталі.

Даний метод забезпечує органічне сполучення процесу обробки, змащення й охолодження, що здійснюються одночасно та нерозривно. Технологічна рідина перебуває в зоні обробки під постійним відцентровим тиском, що забезпечує ефективне проникнення її в усі мікропори та мікротріщини в поверхнях оброблюваних деталей. Можливість циркуляції технологічної рідини забезпечує ефективний відвід тепла та робить процес обробки низькотемпературним.

Метод забезпечує можливість регулювання в значних межах процесу абразивної дії на оброблювану поверхню за рахунок зміни режимів обробки. За своїми якісними характеристиками метод обробки вільним абразивом, ущільненим інерційними силами, відносять до тонких “безрозмірних” методів фінішної обробки деталей. Найбільш ефективно застосування він знаходить в остаточній обробці складно-профільних поверхонь деталей.

Основними технологічними чинниками впливу на результати процесу обробки є швидкість обертання системи та контейнера, тривалість обробки, зернистість абразиву та додаткові осцилюючі рухи деталі.

Особливості методу обробки вільним абразивом, ущільненим інерційними силами, – обробка однієї або декількох деталей, необхідність закріплення й обертання деталі, обробка в основному тіл обертання, відносно низька інтенсивність обробки, необхідність герметизації пристрою, обробка деталей невеликих розмірів.

## **1.8. Питання розроблення теорії обробки деталей вільним абразивом**

Широкі технологічні можливості методів обробки вільним абразивом, висока продуктивність, можливість обробки деталей складної конфігурації, а також висока якість обробленої поверхні дозволяють вважати їх найбільш перспективними методами фінішної обробки деталей машин. Це викликає необхідність проведення всебічних досліджень із метою широкого впровадження методів обробки вільним абразивом у виробництво. На сьогодні накопичений значний обсяг матеріалів з дослідження процесу абразивної обробки і його різновидів [12; 28; 49; 104; 112; 114; 116; 134; 136]. У цих роботах наведені результати дослідження технологічних можливостей вібраційної обробки, а у деяких роботах – результати досліджень впливу технологічних параметрів процесу на знімання металу та шорсткість обробленої поверхні. Найбільш цікаві роботи А. П. Бабичева, Ю. В. Димова, А. П. Сергієва, Ю. М. Самодумського, М. Є. Шаїнського, В. А. Власова, В. А. Ампилогова, а також деяких зарубіжних фахівців. Однак результати, отримані дослідниками, не збігаються, а іноді є суперечливими.

Дослідженням процесу магнітно-абразивної обробки присвячені роботи [17; 106; 131; 132; 139; 158]. Особливостями цього процесу є:

безперервний контакт абразиву з поверхнею деталі, що знижує циклічні навантаження на технологічну систему та сприяє поліпшенню точності геометричних розмірів і форм оброблюваної поверхні;

відсутність жорсткого кріплення абразивного зерна у зв'язці, що сприяє мимовільному нівелюванню різального інструменту відносно складної форми оброблюваної поверхні й усуває ймовірність появи в зоні різання критичних тисків і температур, збільшує стійкість зерна та підвищує фізико-механічні показники якості поверхневого шару виробу;

можливість управління жорсткістю абразивного інструмента в осьовому та поздовжньому напрямках і за рахунок цього – регулювання знімання металу та сполучення чорнової, чистової та фінішної обробок без зміни технологічних баз і перевстановлення деталі;

відсутність тертя зв'язки з поверхнею виробу, що істотно знижує температуру обробки та забезпечує можливість різання завжди найбільш гострою кромкою абразивного зерна;

проникнення стружки між абразивними зернами, що усуває ймовірність засалювання абразивного інструмента та дозволяє обробляти м'які й нетермооброблювані матеріали та ін.

Найбільший ефект досягається у магнітно-абразивній обробці зовнішніх і внутрішніх поверхонь тіл обертання високоточних деталей типу валів, втулок, гільз, кілець підшипників, роликів, голок та ін.

Аналіз схеми різання для магнітно-абразивної обробки [132] показує, що процес контакту різальних кромок (мікро- і субмікрориступів) з оброблюваною поверхнею має дискретний характер, а переорієнтація зерен у просторі робочого зазору здійснюється за рахунок дії крутного моменту, що викликає їх перекочування. Метод дозволяє за 10 – 120 с здійснити знімання металу 0,02 – 0,5 мм, знизити шорсткість із  $R_a = 10 - 40$  до 0,08 – 0,32 мкм або з  $R_a = 0,32 - 1,25$  до 0,01 – 0,08 мкм; зменшити хвилястість у 8 – 10 разів; збільшити відносну опорну довжину профілю до 80 – 85 %.

У роботі [131] отримані емпіричні залежності, які характеризують вплив часу обробки, вихідної шорсткості поверхні, швидкості обертання деталі, величини робочого зазору, величини магнітної індукції та зернистості порошку на зміну розмірів деталі та геометричних характеристик поверхні.

Ю. М. Бароном [17] описані особливості абразивного різання в магнітно-абразивній обробці та самозагострювання порошкової маси. Пока-

зано, що в результаті пластичного деформування поверхні відбувається підвищення твердості тонкого приповерхневого шару та утворення в ньому залишкових напруг стиску. Проведено аналіз особливостей стружкоутворення в процесі магнітно-абразивної обробки й отримані залежності для визначення глибини проникнення зерен порошку в оброблювану поверхню, маси матеріалу знятого одним різальним зерном на одиничному шляху різання та загального знімання металу різанням в одиницю часу. Розроблено методику розрахунку сил різання для магнітно-абразивної обробки та показано, що в цьому виді обробки утворюється стала шорсткість поверхні, параметри якої не залежать від вихідної шорсткості та визначаються режимами обробки. Подібні залежності, як правило, мають емпіричний характер, а відсутність методики розрахунку параметрів сталої шорсткості поверхні утруднює оптимізацію технологічних параметрів процесів магнітно-абразивної обробки.

А. П. Бабичевим проведені дослідження швидкості та сили зіткнення часток робочого середовища й оброблюваних деталей, контактних напруг і температури в зоні зіткнення, параметрів процесу мікрорізання та закономірностей формування поверхневого шару, інтенсивності знімання металу, шорсткості поверхні та глибини наклепаного шару. Отримано залежності для розрахунку технологічних параметрів процесу вібраційної обробки [12 – 15]. Водночас встановлено, що швидкість часток робочого середовища визначається амплітудою та частотою коливань робочої камери та досягає 0,3 – 1,0 м/с, прискорення змінюється від 15 – 20 до 100 – 150 м/с<sup>2</sup>. Сили мікроударів часток робочого середовища досягають 15 – 40 Н, величина контактних тисків коливається від 0,0003 до 0,01 Па. Середнє значення температури в зоні дії мікроударів змінюється від 50 – 80 до 500 – 700 °С, а середня температура в робочій камері звичайно не перевищує 35 – 50 °С.

У результаті всебічних експериментальних досліджень процесу вібраційної обробки отримані залежності, що характеризують вплив амплітуди та частоти коливань робочої камери, обсягу завантаження, грануляції та зернистості робочого середовища на продуктивність процесу та шорсткість обробленої поверхні. Установлено закономірності утворення мікростружки під час різання абразивними зернами, обґрунтована підвищена активність оброблюваної поверхні за рахунок утворення ювенільних поверхонь під час відділення стружки. Показано можливість підвищення мікротвердості обробленої поверхні та формування залишкових

напруг стиску в поверхневому шарі за відсутності температурних дефектів, що призводить до підвищення міцності, втомлюваності й інших експлуатаційних властивостей оброблених деталей.

Запропоновано залежність для визначення знімання металу з поверхні деталі на основі визначення знімання в одиничній взаємодії з наступним урахуванням кількості таких взаємодій. Як встановлено, знімання металу пропорційне часу обробки, має місце нерівномірність знімання металу з різних за формою поверхонь деталей та швидке округлення гострих кромки. Однак моделювання процесу взаємодії з поверхнею деталі вдавленням сфери в площину та застосування ряду емпіричних коефіцієнтів знижує точність і універсальність розрахунків і утруднює визначення ступеня впливу кожного з технологічних параметрів на продуктивність процесу. Не розглядається також розташування абразивних зерен на поверхні гранули та характер розподілу їх вершин за висотою, що утруднює теоретичне обґрунтування впливу зернистості робочого середовища на продуктивність процесу.

Ю. М. Самодумський у роботі [134] відзначає, що робочий профіль абразивної гранули складається із зерен, що здійснюють мікрорізання, пластичне та пружне відтискування металу, а також із зерен, що не приймають участь у роботі. Однак не приводяться рекомендації з визначення кількості зерен у кожній групі та не враховується розташування зерен на поверхні абразивної гранули, виходячи з отриманих теоретичних залежностей.

У роботі [104] наведені результати швидкісної кінозйомки процесу вібраційної обробки й встановлено, що кількість прямих ударів гранули об поверхню деталі невелика – не перевищує одного на 70 – 120 косих ударів, а величина середьомовірнісного кута зустрічі гранули з деталлю дорівнює 28 градусів. У цій роботі запропонована залежність для визначення знімання металу за один удар частки. Однак розрахунок ускладнюється значною кількістю параметрів і коефіцієнтів, методика визначення яких не розроблена.

А. П. Сергієв у роботі [136] запропонував залежність для розрахунку технологічної продуктивності вібраційної обробки за критерієм інтенсивності знімання металу. Однак ця залежність не є універсальною, тому що коефіцієнт пропорційності, який входить у цю залежність, необхідно визначати для кожного конкретного випадку. Крім того, не розглядаються питання впливу зернистості робочого середовища на продуктивність процесу.

У роботі [10] запропоновані емпіричні залежності для визначення знімання металу з одиниці поверхні деталі, однак вони мають частковий характер.

Ю. В. Димов указує на можливість створення загальної теорії обробки деталей вільним абразивом. У роботі [49] розглядається модель взаємодії абразивної гранули з деталлю в умовах вібраційної та роторно-струминної обробки. Запропоновано математичні моделі взаємодії зерна з поверхнею деталі й описання рельєфу абразивної гранули. Встановлений вплив форми деталі й її елементів на продуктивність обробки, розроблено технологічні рекомендації з вибору режимів обробки та робочих середовищ. На підставі результатів досліджень запропоновано нові комбіновані методи обробки, визначена можливість управління процесом. Однак запропоновані рішення недосконалі. Розрахунок виконується чисельними методами. Визначення шорсткості обробленої поверхні засновано на емпіричних залежностях. Із цього можна зазначити, що відсутність єдиної теоретичної моделі знімання металу та формування шорсткості обробленої поверхні утруднює оптимізацію технологічних процесів.

У результаті експериментальних досліджень встановлено [12; 28; 49], що в процесі вібраційної обробки відбувається первісне знімання вершин мікронерівностей, шорсткість поверхні деталі змінюється із часом за експонентною залежністю до певних меж, а в продовженні процесу обробки залишається без змін. Така шорсткість поверхні отримала назву сталої. Параметри сталої шорсткості визначаються конкретними умовами вібраційної обробки. Профіль поверхні, утвореної шляхом багаторазового перетинання абразивних подряпин, є ізотропним і стаціонарним, а опорна крива має пологу початкову ділянку.

А. П. Бабичев [12] наводить результати експериментальних досліджень впливу різноманітних чинників на процес формування шорсткості поверхні в процесі вібраційної обробки. Докладно досліджений вплив амплітуди та частоти коливань, зернистості та грануляції робочого середовища, а також механічних властивостей матеріалу деталі на шорсткість обробленої поверхні. Запропоновано напівемпіричні залежності для розрахунку її параметрів.

Авторами робіт [28; 49; 104] також запропонований ряд емпіричних залежностей для розрахунку параметрів шорсткості обробленої поверхні. Слід зазначити, що дослідження впливу зернистості абразивного середовища та механічних властивостей матеріалу деталі на результати обробки не набули дотепер належного теоретичного обґрунтування.

Процес струминно-абразивної обробки широко поширений у вітчизняній та зарубіжній практиці завдяки високій продуктивності, економічності та простоті в експлуатації. Питанням струминно-абразивної обробки присвячені роботи [22; 109; 110; 191]. У цих роботах розглянута фізична сутність струминно-абразивної обробки, подані схеми та конструкції застосовуваних пристроїв, наведені основні відомості про її технологію.

Ш. М. Білик [22] докладно описав схему та конструкції пристроїв, застосовуваних для струминно-абразивної обробки, досвід роботи на лабораторних і промислових пристроях. Ним наведені результати дослідження впливу технологічних параметрів на продуктивність обробки й якість поверхневого шару, а також впливу зернистості абразиву, кута атаки та складу технологічної рідини на процес мікрорізання.

Установлено, що найбільша продуктивність досягається за значенням кута атаки у  $40^\circ$ , а найкраща шорсткість – у діапазоні  $30 - 60^\circ$ . У діапазоні зернистості 100 – 500 знімання сталі в одиницю часу прямо пропорційне діаметру зерна абразиву. Шорсткість поверхні після струминно-абразивної обробки однакова в усіх напрямках. Для кожного сполучення режимів обробки досягається певна величина шорсткості поверхні. На підставі результатів досліджень запропонована багатоступінчаста обробка грубої неоднорідної поверхні із застосуванням абразивів різної зернистості, коли необхідна шорсткість досягається швидше.

Установлено, що в струминно-абразивній обробці спочатку відбувається видалення вершин мікронерівностей, а окремі глибокі виїмки та риски видаляються тільки за значної тривалості обробки.

У процесі обробки забезпечується підвищення мікротвердості обробленої поверхні, у поверхневому шарі створюються залишкові напруги стиску. Температурні дефекти відсутні. Усе це призводить до підвищення експлуатаційних властивостей оброблених деталей.

Основні закономірності турбоабразивної обробки викладені в працях ВНІАШ. З. І. Кремінь і М. Л. Массарський [90] наводять основи турбоабразивної обробки та вибір її технологічних параметрів. Ними показано, що економічна ефективність процесу досягається шляхом надання деталі оберտального або коливального руху. Тоді продуктивність знімання металу збільшується в 200 – 300 разів і досягає значень 1,5 – 3 мкм/хв. Отримано залежності для визначення впливу зернистості на продуктивність турбоабразивної обробки та шорсткість обробленої поверхні. Установлено, що оброблена поверхня після досить тривалої турбо-



абразивної обробки має кратероподібний мікрорельєф, який складається з великої кількості коротких подряпин, що створюють матову поверхню. Одиначні подряпини утворюються в результаті мікрорізання або пластичного деформування з наступним руйнуванням видавлених навалів металу. Вихідна шорсткість поверхні деталі впливає тільки на час отримання кінцевої (сталої) шорсткості, але не на її величину, яка визначається режимами обробки та властивостями матеріалу деталі. Форма мікронерівностей характеризується значними радіусами закруглення виступів і малими кутами нахилу бічних сторін. Зазначені особливості дозволяють зробити висновок про високі експлуатаційні властивості такої поверхні.

Після турбоабразивної обробки зафіксоване утворення залишкових напруг стиску. Мікротвердість відпалених зразків після турбоабразивної обробки підвищується на 20 – 50 %. Турбоабразивна обробка попередньо шліфованих зразків в значній мірі ліквідує дефекти, обумовлені шліфуванням (температурним впливом). Установлено відсутність шаржування поверхонь сталевих зразків в турбоабразивній обробці, що пов'язане з незначною нормальною силою дії абразивного зерна та незначною глибиною його заглиблення в метал. У зазначених роботах наведені результати досліджень впливу режимів обробки на продуктивність процесу й якість оброблюваної поверхні, визначена сфера ефективного застосування способу. Однак теоретична модель процесу не розглядається, що не дозволяє перейти до автоматизованого проектування технологічних процесів турбоабразивної обробки.

Метод обробки деталей вільним абразивом, ущільненим інерційними силами, розроблений О. М. Мартиновим [82; 83]. У роботі [82] викладені сутність методу і його технологічні можливості, описані конструктивні схеми реалізації способів обробки деталей. У результаті проведених досліджень отримані залежності, що описують вплив технологічних чинників і умов обробки на продуктивність процесу та шорсткість обробленої поверхні. Установлено підвищення мікротвердості поверхневого шару після обробки вільним абразивом, ущільненим інерційними силами, і формування в поверхневому шарі стискаючих залишкових напружень. Показано, що ущільнений абразивний шар за рахунок своєї еластичності та піддатливості вирівнює контактні тиски на різних ділянках складного профілю, а це спричиняє практично рівномірне знімання металу з усієї поверхні оброблюваної деталі. Оскільки вихідний профіль оброблюваної деталі не зазнає істотних погіршень, цей метод може застосовуватися в якості фінішного для обробки деталей з будь-якою формою фасон-

ної поверхні. Установлено характерні риси взаємодії абразиву з оброблюваною поверхнею, що полягають у руйнуванні металу від мікроподряпання тонкого поверхневого шару мікрорельєфом абразивних зерен. Це підтверджується даними електронно-мікроскопічного вивчення поверхні мікрорельєфу абразивних зерен, а також теоретичними й експериментальними дослідженнями процесу мікроподряпання. Досліджено процес стружкоутворення під час мікроподряпання та формування шорсткості обробленої поверхні, розроблена методика розрахунку продуктивності процесу мікроподряпання. Однак відсутність методики розрахунку шорсткості оброблюваної поверхні утруднює оптимізацію режимів обробки вільним абразивом, ущільненим інерційними силами.

Розглянувши результати теоретичних і експериментальних досліджень методів обробки деталей вільним абразивом, а також практику їх застосування в різних галузях промисловості, можна зазначити ряд істотних загальних закономірностей розглянутих методів обробки:

1) технологічне середовище-інструмент – це сукупність вільних абразивних часток (абразивних зерен або абразивних гранул на різних зв'язках);

2) видалення металу здійснюється виступами та мікровиступами абразивних зерен шляхом мікрорізання, що підтверджується наявністю мікростружки;

3) відсутність жорсткого кінематичного зв'язку інструмента та деталі;

4) загальний характер зношування абразивних середовищ (відсутність значних відколів від сильних ударів та ін.);

5) сприятливі умови для розміщення та видалення знятої мікростружки;

6) низькотемпературний характер обробки;

7) наявність технологічної рідини, її вільне підведення в зону обробки, можливість введення хімічно-активних і поверхнево-активних речовин;

8) відсутність температурних дефектів обробленої поверхні (припикань, мікротріщин та ін.);

9) загальна схема формування профілю шорсткості обробленої поверхні за рахунок багаторазового накладання та перетинання абразивних подряпин; зміна шорсткості має експонентний характер з досягненням сталого значення;

10) первісне знімання вершин вихідного профілю шорсткості, що створює можливість плосковершинної обробки зі збереженням маслоємних кишень;

11) стала шорсткість поверхні у більшості випадків має ізотропний характер;

12) початкова ділянка опорної кривої профілю шорсткості має згладжений вигляд;

13) під час обробки можливе утворення ювенільних поверхонь, що призводить до можливості протікання механо-хімічних процесів;

14) після обробки спостерігається підвищення мікротвердості поверхневого шару;

15) у поверхневому шарі обробленої деталі створюються залишкові напруги стиску;

16) після обробки підвищується міцність до втомлюваності деталі;

17) загальні технологічні можливості: здійснення шліфування, полірування, очищення, миття, видалення задирок і облою та ін.;

18) можливість обробки деталей складної форми;

19) можливість обробки деталей з різних матеріалів;

20) загальне знімання металу можна розрахувати через знімання металу окремою часткою з урахуванням імовірності мікрорізання в одиницю часу на одиниці площі;

21) пропорційне збільшення знімання металу зі зростанням часу обробки;

22) спільність впливу основних технологічних параметрів: швидкості взаємодії, зернистості, розміру часток, форми деталі, механічних властивостей матеріалу деталі;

23) можливість “безрозмірної” та розмірної (за достатньої тривалості) обробки деталей;

24) нерівномірність обробки ділянок деталі, що мають різну форму, переважне округлення гострих кромek, виступів зовнішніх поверхонь;

25) наявність шламу в зоні обробки, необхідність регенерації технологічних середовищ і технологічних рідин.

Аналізуючи наведені результати досліджень групи методів обробки деталей вільними абразивами, можна зробити наступні висновки.

1. У результаті численних досліджень виявлені широкі можливості методів, отримані емпіричні залежності, що оцінюють вплив технологічних параметрів на продуктивність обробки й якість обробленої поверхні.

2. Отримані теоретичні моделі не відображують повною мірою фізичну сутність абразивної дії, не враховують вплив зернистості на фактичну площу контакту абразивних зерен і деталі за одиничної взаємодії.

3. Висловлено гіпотези про можливість створення єдиної теорії для деяких методів обробки вільними абразивами, але вони не набули подальшого розвитку.

4. Неповно проведений теоретичний аналіз впливу основних технологічних параметрів на результати обробки.

5. Недостатньо розроблені аналітичні методики розрахунку технологічних параметрів методів обробки вільним абразивом, що не дозволяє стверджувати про оптимальність технологічних процесів, застосовуваних на виробництві.

6. Недостатньо досліджені параметри шорсткості обробленої поверхні відповідно до ДСТ 2789–73, докладно вивчені лише параметри шорсткості обробленої поверхні  $R_a$  і  $R_z$ .

7. Не розроблена методика аналітичного визначення параметрів сталої шорсткості в обробці вільними абразивами.

8. Зазначені обставини стримують широке впровадження розглянутих методів у виробництво, а також оптимізацію вже існуючих технологічних процесів, не дозволяють повною мірою використовувати їх широкі технологічні можливості.

Розв'язання вищевказаних завдань і на цій основі – істотне підвищення продуктивності й ефективності методів обробки вільним абразивом неможливе без подальшого глибокого вивчення фізичної сутності явищ і основних закономірностей, що визначають механічні взаємодії вільних абразивів з поверхнею деталі, механізм видалення металу та формування шорсткості обробленої поверхні. Однак доцільне застосування узагальненого підходу дослідження методів обробки вільним абразивом.

Для цього необхідно розглянути процес шліфування.

У роботах Є. М. Маслова [84; 85; 132] наведені основні положення теорії шліфування та дано опис процесу різання одиничним абразивним зерном. Л. А. Глейзер [39] по-новому висвітлив низку теоретичних положень, показавши важливість розташування абразивних зерен на поверхні шліфувального круга. Ним встановлено, що абразивні зерна здійснюють неповні зрізи під час видалення матеріалу, який залишився після проходу попередніх зерен через даний нормальний перетин деталі. Дослідження П. М. Ящерицина [184; 186; 189; 190] розширили уявлення про

складні процеси утворення мікрорельєфу шліфованої поверхні, у тому числі й на основі урахування взаємодії абразивних зерен із профілем вихідної шорсткості. Д. Б. Ваксер [29], А. М. Вульф, А. В. Мурдасов [37] показали важливість урахування форми та мікрогеометрії окремих абразивних зерен у шліфуванні. С. Г. Редько й А. В. Корольов [73] досліджували й описали розташування абразивних зерен на робочій поверхні шліфувального круга. Вплив температурного чинника та механічних властивостей оброблюваного матеріалу описані А. М. Рєзніковим [8; 124], Д. Г. Євсєєвим [53; 54], С. М. Корчаком [75], Л. М. Филимоновим [156], О. В. Якимовим [181]. Наступним етапом розвитку теорії шліфування стало створення моделей робочого шару шліфувального круга та дослідження процесу взаємодії різального профілю шліфувального круга із профілем шорсткості оброблюваної поверхні [29; 39; 64; 84; 103]. Нові можливості відкриває опис різального профілю шліфувального круга та шорсткості шліфованої поверхні за допомогою теорії випадкових функцій [16; 34; 40; 73; 74]. Подання профілограми шліфованої поверхні як реалізації випадкової функції дозволяє автоматизувати розрахунки параметрів шорсткості обробленої поверхні [34; 52; 80; 126; 160].

Моделювання процесу шліфування взаємодією різального профілю абразивного круга із профілем вихідної шорсткості в умовах дискретного контакту дозволило не тільки якісно, але й кількісно описувати експлуатаційні властивості отримуваної поверхні [8; 16; 73; 74; 143; 152].

Важливо також зазначити, що основні положення теорії тертя та зношування розроблені виходячи з умови, що контакт шорсткуватих поверхонь має дискретний характер, тому фактична площа контакту значно відрізняється від номінальної. Поверхневе руйнування твердих тіл у процесі тертя (зношування) також тісно пов'язане з величиною фактичної площі контакту, тому що її розмірами визначаються найбільш навантажені обсяги поверхневих шарів [71; 79]. Саме виходячи з умов дискретного характеру контактування третьових поверхонь розроблені сучасні теорії тертя та зношування, у тому числі в умовах абразивного руйнування [1; 31; 38; 48; 68; 69; 77; 79; 144; 161].

Аналізуючи результати робіт зі шліфування матеріалів і з тертя та зношування, логічно припустити, що урахування дискретності контакту в обробці вільним абразивом дозволить розкрити фізичну сутність явищ, що відбуваються, і створити теоретичну модель взаємодії вільного абразиву з оброблюваною поверхнею деталі, на основі якої можна розробити методику з оптимізації технологічних параметрів обробки.

Складність моделювання процесів утворення поверхонь під час обробки, вплив великої кількості технологічних чинників на продуктивність і якість обробки, відсутність жорстких кінематичних зв'язків інструмента та деталі, стохастична природа досліджуваних процесів викликає необхідність системного підходу до дослідження обробки вільним абразивом. Такий підхід дозволяє не тільки визначити характер і ступінь впливу кожного чинника окремо, але й виразити спільну дію чинників у вигляді узагальнених критеріїв з конкретним фізичним змістом.

Розв'язання проблеми з оптимізації обробки вільним абразивом з позицій системного підходу означає створення певної концепції моделювання обробки як комплексного процесу, який в загальному випадку можна уявити як безліч ієрархічно підлеглих систем. Оптимізаційна модель обробки повинна містити залежності, отримані з теоретичних і експериментальних моделей. Аналіз взаємозв'язків теоретичних і експериментальних залежностей, цільової й обмежувальної функції дозволить сформулювати умови, визначити оптимальні режими обробки та характеристики робочих середовищ на підставі теорії економічної оптимізації.

Найбільш загальною є технологічна система, структурними та взаємодіючими елементами якої є верстат, пристрої, вільні абразиви та деталь. Для створення оптимізаційної моделі необхідно розглянути окремі випадки цієї системи – підсистеми формування різального профілю інструмента та взаємодії інструмента та деталі, тобто саме процес обробки та підсистему формування якості поверхневого шару деталі. Під системою слід розуміти сукупність елементів (абразивні зв'язки – гранули – метал) і процесів (рух і взаємодія абразивних зерен з металом), зв'язаних спільністю поводження та функціонування, обумовленою внутрішніми зв'язками та взаємодією її складових. Розробка математичних моделей дозволить отримати сукупність кількісних залежностей, що описують зв'язки між величинами, які характеризують функціонування системи.

## **1.9. Особливості технології обробки поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок**

У виготовленні деталей з тонкого листа та стрічок ряд технологічних прийомів і способів обмежений у застосуванні через недостатню їх жорсткість або особливі властивості пружності матеріалу та ін. Особливості обробки таких деталей полягають в обмеженні товщини шару ма-

теріалу, що знімається, поверхні та глибини проникнення температурних, силових та інших дій на матеріал під час обробки. У процесі виготовлення можлива локальна втрата стійкості форми перетину та залишкова деформація кромки стрічки.

У науково-технічній літературі є відомості про виготовлення трубчастих елементів з тонкої пружинної стрічки сплавів марки 36НХТЮ, В10А, 60С2, БрБ2 та ін. [57]. Залежно від призначення ці елементи можуть мати зовнішній діаметр 15, 22, 24 мм і вище. Перекриття кромки для них становить від 45 до 270°. Ширина пружинної стрічки може бути 53, 70, 93 і 115 мм, а товщина – 0,10 – 0,15 мм.

Відомий спосіб виготовлення трубчастих елементів зі стрічки вуглецевої сталі У10А [57]. Цим способом можна виготовляти трубки обмеженої довжини. Спосіб виготовлення трубчастих елементів із ресорно-пружинної сталі марки 60С2 був реалізований у два етапи [57]. Перший етап – профілювання та попередня термічна обробка заготовки в профілювальному стані, де стрічка набуває форму трубки. Другий етап – остаточна термообробка з метою додання трубчастому елементу заданих розмірів, механічних та інших характеристик матеріалу.

Інший спосіб виготовлення трубчастих елементів зі сталі ЕП480 включає безперервне формування трубки з рулонної стрічки та подальшу її фіксацію термічною обробкою, розгортання до стану площини та згортання її в рулон [135]. Надалі для підвищення світловідбивальної здатності запропоновано термічну обробку здійснювати в захисній атмосфері або застосовувати абразивне полірування [135]. Світловідбивальна здатність зовнішніх поверхонь штанг зі сплаву марки 36НХТЮ збільшилася від 20 до 58 %. Абразивна обробка поверхонь штанг здійснювалася під час перемотування з рулону в рулон у спеціальному пристрої. Сили різання, які виникають під час обробки, не повинні призводити до втрати стійкості тонкої пружинної стрічки, що викликає залишкові деформації.

Таким чином, запропоновані технологічні схеми включають обробку зовнішньої поверхні штанг. Однак не вивчений вплив методів і режимів обробки на зміну форми мікронерівностей на поверхні, які визначають її випромінювальні властивості. Недостатньо даних відносно обробки поверхонь широкозастосовуваних стрічок з мідно-берилієвих сплавів, а також впливу методів обробки на оптичні характеристики поверхонь. Тому метою роботи є підвищення ефективності технології фінішної обробки металевих виробів з оптичними властивостями, зокрема світловідби-

вальних поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок за рахунок вибору методів і умов обробки та на основі встановлення й аналізу зв'язків між світловідбивальною здатністю та шорсткістю поверхонь.

Для досягнення зазначеної мети в роботі поставлені наступні завдання:

обґрунтувати вибір і аналітично описати критерії оцінювання шорсткості світловідбивальних поверхонь деталей;

розробити нову математичну модель визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, зокрема в процесі доведення й абразивного полірування;

теоретично обґрунтувати зв'язок геометричних і оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь та їх вплив на експлуатаційні властивості оброблюваних деталей з тонкого листа та стрічок;

установити зв'язок шорсткості й оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь деталей для різних методів фінішної механічної та фізико-технічної обробки;

провести експериментальні дослідження з визначення впливу технологічних чинників абразивно-електрохімічної обробки на продуктивність, параметри якості й експлуатаційні властивості оброблених поверхонь;

розробити аналітичну модель стійкості особливотонкостінних деталей у процесі абразивної обробки та визначити оптимальні режими різання;

розробити та впровадити у виробництво спеціальне устаткування й ефективні технологічні процеси фінішної обробки світловідбивальних поверхонь металевих виробів (деталей з тонкого листа та стрічок, лазерних дзеркал та ін.).

## **Висновки до розділу 1**

Наведено характеристику металевих виробів з оптичними властивостями, зокрема деталей з тонкого листа та стрічок, які працюють в умовах дії світлового потоку. Показано причини зниження їх експлуатаційних властивостей, пов'язаних з виникненням температурних деформацій від нерівномірного нагрівання сонячними променями. Зазначається, що на практиці проблема зниження температури нагрівання даних деталей вирішується за рахунок створення високосвітловідбивальних



поверхонь шляхом нанесення на них покриттів вакуумним напилюванням. Зроблено висновок про те, що важливим резервом у цьому напрямі є створення та застосування ефективних технологій фінішної абразивної обробки, які можуть забезпечити необхідну шорсткість й оптичні характеристики оброблюваних поверхонь і, відповідно, підвищити експлуатаційні властивості деталей з тонкого листа та стрічок.

Проведено аналіз існуючих розрахункових схем до опису параметрів шорсткості поверхні в абразивній обробці. Показано, що в останні роки сформувався новий теоретико-імовірнісний підхід до шліфування, що дозволяє з позиції теорії ймовірностей з високим ступенем точності описати параметри шорсткості поверхні як у абразивній, так і лезовій обробці. Зроблено висновок про можливість використання теоретико-імовірнісного підходу для встановлення взаємозв'язків між параметрами шорсткості й оптичними характеристиками оброблюваних поверхонь. Це відкриває нові перспективи технологічного забезпечення високої світловідбивальної та випромінювальної здатностей поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок, які працюють в умовах дії світлового потоку. На цій основі сформульовані основні наукові передумови роботи.

На основі аналізу літературних джерел встановлено, що в результаті численних досліджень виявлені широкі можливості методів абразивної обробки й отримані емпіричні залежності, які визначають вплив технологічних параметрів на продуктивність обробки й якість обробленої поверхні. Однак отримані теоретичні моделі не відображують вповні фізичну сутність абразивної обробки. Недосконалі аналітичні методи розрахунку технологічних параметрів методів обробки вільним абразивом не дозволяють стверджувати про оптимальність технологічних процесів, застосовуваних на виробництві. Недостатньо теоретично обґрунтований зв'язок геометричних і оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь та їх вплив на експлуатаційні властивості оброблюваних деталей з тонкого листа та стрічок. Усе це вказує на необхідність проведення комплексу досліджень зі встановлення зв'язку шорсткості й оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь деталей для різних методів фінішної механічної та фізико-технічної обробки та розроблення ефективних технологічних процесів обробки.

## **Розділ 2. Теоретичні дослідження шорсткості обробленої поверхні й її зв'язків з оптичними характеристиками**

### **2.1. Розроблення математичної моделі формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки**

У процесі 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 менша шорсткість, тим вища точність обробки й ідеальніша створена поверхня. Тому оцінювати точність отриманої поверхні й її експлуатаційних властивостей можна з позиції шорсткості.

На сьогодні склалося достатньо чітке уявлення про структуру та параметри шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Державними стандартами визначені основні характеристики шорсткості та наведений їх математичний опис. Виявлені фізичні зв'язки між параметрами шорсткості поверхні й експлуатаційними характеристиками деталей машин, що дозволяє визначити необхідну шорсткість обробки залежно від умов, у яких буде працювати дана оброблена поверхня. Разом з тим аналіз шорсткості поверхні обмежується експериментальними даними, оскільки й дотепер ще не навчилися правильно аналітично визначати параметри шорсткості для різних методів абразивної обробки. Це значно звужує можливості аналізу, оптимізації й управління шорсткістю 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 з метою її більш повного та правильного аналітичного опису.

В основу розв'язання цієї проблеми слід покласти теоретичний підхід, запропонований у роботах [3; 4; 94; 100; 153], який заснований на імовірнісному поданні закономірностей знімання матеріалу та формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Схема утворення шорсткості поверхні на прямолінійному нерухомому зразку під час його

обробки алмазно-абразивним інструментом з одновисотним виступанням різальних зерен над рівнем зв'язки інструмента наведена на рис. 2.1. Інструмент здійснює рух перпендикулярно площині оброблюваного зразка. Для спрощення розрахунків робочу поверхню алмазно-абразивного інструмента доцільно розбити на  $n_1$  елементарних шарів, паралельних площині оброблюваного зразка, у кожному з яких перебуває одне абразивне зерно. Ширина елементарного шару дорівнює ширині робочої частини абразивного інструменту  $B$ , а його висота – висоті виступання абразивного зерна  $b$ .

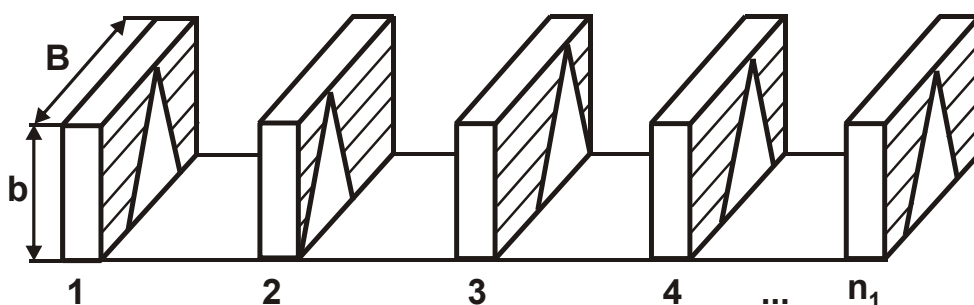


Рис. 2.1. Схема розташування  $n_1$  елементарних шарів абразивних зерен на робочій поверхні алмазно-абразивного інструменту

Відносна повнота профілю окремого різального абразивного зерна, спроектованого на площину оброблюваного зразка, описується наступною залежністю:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}, \quad (2.1)$$

де  $2\gamma$  – кут на вершині конусоподібного різального зерна;

$B$  – ширина робочої частини алмазно-абразивного інструмента, м;

$y$  – координата, відлічувана від вершини зерна, м.

Протилежна імовірнісна функція  $\Phi_i(y)$  має вигляд (рис. 2.2а):

$$\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}. \quad (2.2)$$

Функція  $\Phi_j(y)$ , яка враховує накладання проєкцій  $n_1$  зерен, розташованих в  $n_1$  елементарних шарах робочої поверхні інструмента, на

площину оброблюваного зразка відповідно до теореми множення незалежних випадкових величин [30], буде виражена:

$$\Phi_j(y) = \prod_{i=1}^{n_1} \Phi_i(y) = \left(1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B}\right)^{n_1} = (1-x)^{n_1}, \quad (2.3)$$

де  $x = \varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$ .

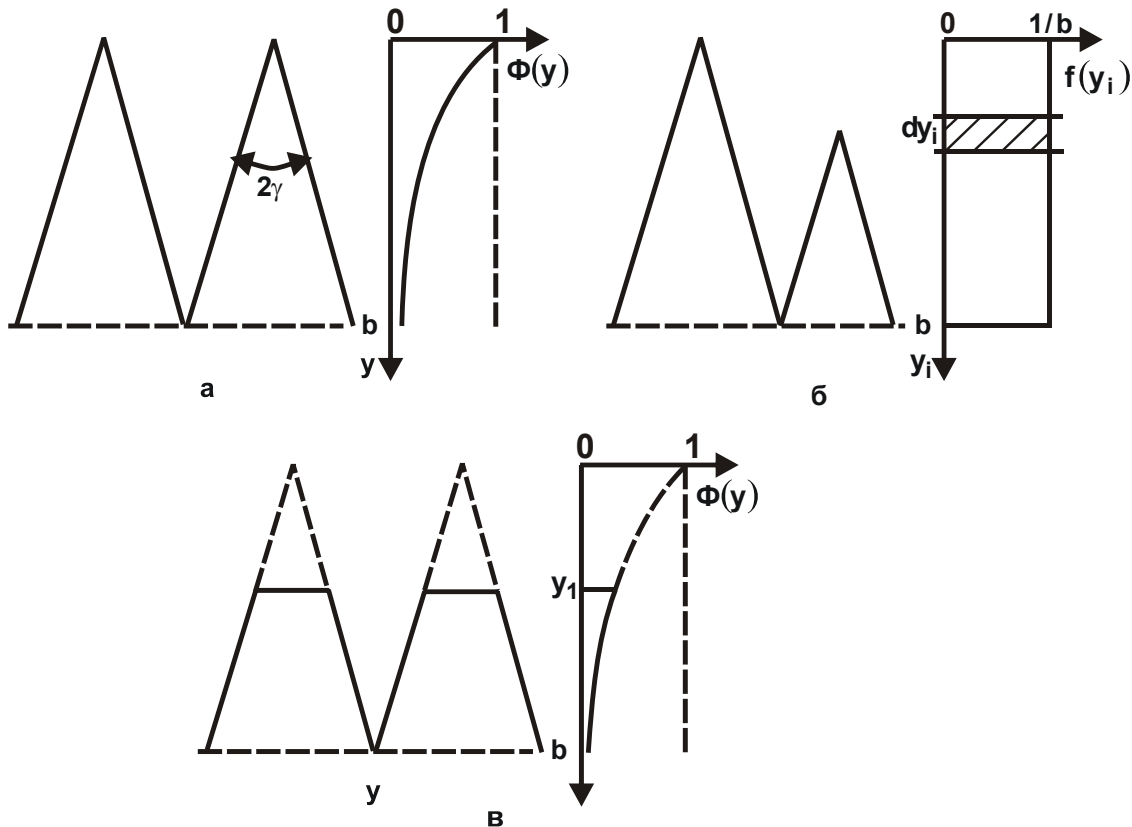


Рис. 2.2. Розрахункові схеми формування шорсткості оброблюваної поверхні

Очевидно, в міру накладання проєкцій  $n_1$  зерен на площину оброблюваного зразка функція  $\Phi_j(y)$  буде зменшуватися, зменшуючи тим самим шорсткість оброблюваної поверхні. Вираз (2.3) є біномом Ньютона:

$$(1-x)^{n_1} = 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1)}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1 \cdot (n_1 - 1) \cdot (n_1 - 2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots \quad (2.4)$$

З огляду на те, що величина  $x \ll 1$ , а  $n_1$  – відносно невелика величина (наприклад, дорівнена 10 ... 20), то у розкладанні (2.4) переважають

перші доданки. Тому можна обмежитися двома першими доданками. А це означає, що розкладання (2.4) з достатньою для практики точністю в першому наближенні можна подати розкладанням експонентної функції  $e^{-n_1 x}$  в ряд:

$$(1-x)^{n_1} \approx 1 - n_1 \cdot x + \frac{n_1^2}{1 \cdot 2} \cdot x^2 - \frac{n_1^3}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot x^3 + \dots = e^{-n_1 x}, \quad (2.5)$$

у якому два перших (найбільших) доданки такі ж, як і в розкладанні (2.4). Отже, з урахуванням визначального впливу в розкладанні (2.4) величини  $x = \varepsilon_1(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y}{B} \ll 1$  імовірнісна функція  $\Phi_j(y)$  приймає вигляд:

$$\Phi_j(y) = e^{-n_1 x} = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n_1}{B} \cdot y}, \quad (2.6)$$

надзвичайно зручний для виконання розрахунків параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки.

Необхідно відзначити, що залежність (2.6) справедлива для  $n_1$  елементарних шарів робочої поверхні алмазно-абразивного інструмента, які містять по одному абразивному зерну. 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:

$$\Phi(y) = \prod_{j=n_1}^n \Phi_j(y) = e^{-j \cdot n_1 \cdot x} = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (2.7)$$

де  $n$  – загальна кількість абразивних зерен, що беруть участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні.

Відповідно, відносна повнота профілю алмазно-абразивного інструмента виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}. \quad (2.8)$$

Характер зміни функції  $\Phi(y)$  графічно показаний на рис. 2.2а. За фізичною сутністю функція  $\Phi(y)$  описує відносну опорну довжину мікропрофілю оброблюваної поверхні, розглядаючи координату  $y$  в протилежному напрямку [94; 97; 164].

Важливо розглянути схему утворення шорсткості оброблюваної поверхні на прямолінійному зразку в ході його обробки алмазно-абразивним інструментом з різновисотним виступанням різальних зерен над рівнем зв'язки інструмента (див. рис. 2.2б). За аналогією з попереднім розв'язанням, функція  $\Phi_i(y)$  від накладання  $dn_i$  проекцій зерен, які мають висоту виступання над рівнем зв'язки інструмента, дорівнену  $(y - y_i)$ , буде описана:

$$\Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i}{B}}, \quad (2.9)$$

де  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;

$n$  – загальна кількість зерен, які беруть участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні;

$f(y_i) = 1/b$  – щільність розподілу висот вершин зерен над рівнем зв'язки інструмента;

$b$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки інструмента.

Сумарна функція  $\Phi(y)$  від накладання  $n$  проекцій зерен виражена:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma}{B} \cdot \sum_{i=1}^n (y - y_i) \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma}{B} \cdot \int_0^h (y - y_i) \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot h \cdot \left(y - \frac{h}{2}\right)}, \end{aligned} \quad (2.10)$$

де  $h$  – поточне значення координати  $y$ , яка визначає кількість зерен, що проконтактували з оброблюваним зразком.

За умови  $h = y$  залежність (2.10) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot \frac{y^2}{2 \cdot b}}. \quad (2.11)$$

Відповідно, функція  $\varepsilon(y)$  виразиться:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y^2}{B \cdot 2 \cdot b}} \quad (2.12)$$

Залежність (2.11) відрізняється від аналогічної залежності (2.6) множником  $y/2b$ , що входить у показник ступеня. Даний множник завжди менший одиниці. Тому значення функції  $\Phi(y)$ , розраховане за залежністю (2.11) для заданого значення  $y$ , буде завжди більшим. Це пов'язане зі зменшенням кількості зерен, які беруть участь у формуванні шорсткості поверхні, і, відповідно, зі збільшенням шорсткості поверхні.

Важливо розглянути схему формування шорсткості оброблюваної поверхні за умови, що зерна інструмента рухаються в горизонтальному напрямку зі швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ , а оброблюваний прямолінійний зразок рухається у вертикальному напрямку зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$ . Імовірнісну функцію  $\Phi(y)$  в цьому випадку визначають добутком елементарних функцій  $\Phi_i(y)$ , описуваних залежністю (2.11). 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 інструмента (див. рис. 2.2б).

Тоді сумарна функція  $\Phi(y)$  від накладання  $n$  зерен набуде вигляду:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma}{b \cdot B} \cdot \sum_{i=1}^n (y - y_i)^2 \cdot dn_i} = \\ &= e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma}{b \cdot B} \cdot \int_0^h (y - y_i)^2 \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i} = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b^2 \cdot B} \cdot \frac{h}{3} \cdot (3y^2 - 3y \cdot h + h^2)} \end{aligned} \quad (2.13)$$

За умови  $h = y$  залежність (2.13) спроститься:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot y^3}{B \cdot 6 \cdot b^2}} \quad (2.14)$$

Порівнюючи залежності (2.11) і (2.14), можна побачити, що залежність (2.14) містить додатковий множник  $y/3b < 1$ . Отже, значення  $\Phi(y)$ ,

розраховане за залежністю (2.14) для даного значення  $y$ , буде більшим за значення  $\Phi(y)$ , розрахованого за залежністю (2.11). Це відповідає більшій шорсткості оброблюваної поверхні, тобто для зменшення шорсткості поверхні необхідно виконувати обробку практично нерухомого зразка ( $V'_{дет} = 0$ ).

З урахуванням виразу  $n = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \frac{b}{V'_{дет}}$  залежність (2.14) опишеться:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{інстр} \cdot y^3}{b \cdot V'_{дет} \cdot 3}} \quad (2.15)$$

Відповідно

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{інстр} \cdot y^3}{b \cdot V'_{дет} \cdot 3}} \quad (2.16)$$

Залежності (2.8), (2.11) і (2.14) у перетвореному вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b \cdot y}{B \cdot b}}; \quad (2.17)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b \cdot 1}{B} \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{y}{b}\right)^2}; \quad (2.18)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b \cdot 1}{B} \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{y}{b}\right)^3}. \quad (2.19)$$

На рис. 2.3 графічно подані розраховані на їх основі (табл. 2.1, 2.2) значення функції  $\Phi(y)$ . Як видно, зі збільшенням безрозмірної величини  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}$  від 1 до 4 за рахунок збільшення загальної кількості зерен  $n$ , що беруть участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, значення функції  $\Phi(y)$  суттєво зменшуються, наближаючись до нуля за умови  $y/b = 1$ .



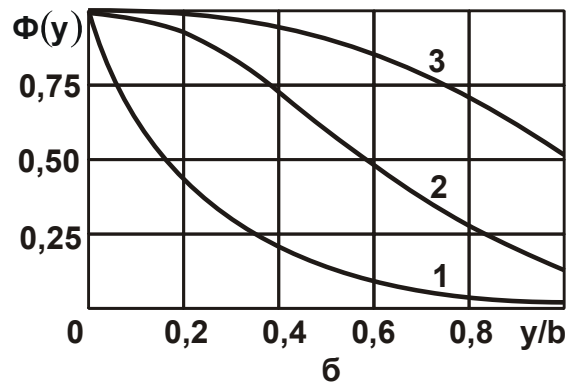
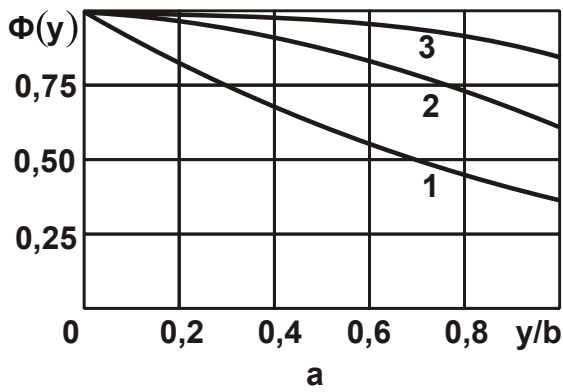


Рис. 2.3. Характер зміни функції  $\Phi(y)$  за умови  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} = 1$  (а)  
і за умови  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} = 4$  (б)

Умовні позначення: 1; 2; 3 – розрахунок функції  $\Phi(y)$ , відповідно, за залежностями (2.8), (2.11) і (2.14).

Таблиця 2.1

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

за умови  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} = 1$

$y/b$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (2.8)	1	0,819	0,67	0,549	0,5	0,368
За залежністю (2.11)	1	0,98	0,923	0,835	0,726	0,61
За залежністю (2.14)	1	0,999	0,99	0,96	0,91	0,84

Таблиця 2.2

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

за умови  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B} = 4$

$y/b$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
За залежністю (2.8)	1	0,45	0,21	0,09	0,05	0,018
За залежністю (2.11)	1	0,923	0,726	0,487	0,278	0,135
За залежністю (2.14)	1	0,99	0,95	0,86	0,7	0,512

За умови  $y = b$  залежності (2.8), (2.11) і (2.14) спрощуються та приймають вигляд:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}}; \quad (2.20)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B^2}}; \quad (2.21)$$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B^6}}. \quad (2.22)$$

Отримані залежності (2.20) – (2.22) відрізняються лише постійними множниками показників ступеня. Це пов'язане з різною кількістю абразивних зерен, які приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості поверхні. Так, у першому випадку, відповідно до залежності (2.20), функція  $\Phi(y = b)$  приймає найменші значення; а в третьому випадку, відповідно до залежності (2.22), – найбільші значення. Отже, надання оброблюваному прямолінійному зразку додаткового руху у вертикальному напрямі зі швидкістю  $V'_{\text{дет}}$  призводить до зменшення кількості абразивних зерен, які приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Однак дані закономірності справедливі в умовах однакового значення безрозмірної величини  $\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot b}{B}$ . У дійсності для трьох вищерозглянутих випадків загальна кількість абразивних зерен  $n$ , які приймають участь у зніманні металу та формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, різна. Тому суттєво відрізняються значення функції  $\Phi(y)$  і шорсткості оброблюваної поверхні. Наприклад, у третьому випадку, виходячи із залежності (2.15), параметр  $n$  визначається відношенням швидкостей  $V_{\text{інстр}} / V'_{\text{дет}}$ : чим більше це відношення, тим менша функція  $\Phi(y)$ .

Слід розглянути також схему формування шорсткості поверхні з урахуванням зношування зерен.

Якщо різальні зерна зносилися на величину  $y_1$  (див. рис. 2.2в), тоді функція  $\Phi(y)$ , описувана залежністю (2.6) і графічно показана на рис. 2.2в, буде справедлива в інтервалі  $y \geq y_1$ . Значення функції  $\Phi(y)$  буде

меншим, ніж у випадку обробки гострими зернами. Це призведе до зменшення шорсткості обробки. За умови  $y = y_1$  функція  $\Phi(y)$  набуде вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n}{B} \cdot y_1} \quad (2.23)$$

Запропонована нова методика аналітичного опису закономірностей формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки дозволяє достатньо просто з позиції теорії ймовірностей визначити основні параметри шорсткості та в подальшому узгодити їх з оптичними характеристиками оброблюваної поверхні. Це відкриває нові можливості поліпшення оптичних характеристик поверхні за рахунок застосування ефективних технологічних методів механічної та фізико-технічної обробки. Запропонована методика є подальшим розвитком відомого та широко застосовуваного на практиці теоретико-ймовірнісного підходу для аналізу процесу шліфування, розробленого А. В. Корольовим і Ю. К. Новосьоловим [73; 74; 102; 103].

## 2.2. Оцінювання вірогідності отриманого теоретичного рішення

Для оцінювання вірогідності отриманого теоретичного рішення слід порівняти його з аналогічним рішенням, наведеним у роботі [98]. У цій роботі методично правильно з використанням теореми множення незалежних випадкових величин описані основні параметри шорсткості поверхні в процесі шліфування. Тому необхідно застосувати даний підхід для аналітичного опису умов формування шорсткості поверхні в процесі доведення вільним і зв'язаним абразивами.

Для цього слід розглянути розрахункову схему (див. рис. 2.2а, б), відповідно до якої формування шорсткості поверхні відбувається в результаті накладання та перекриття проєкцій різальних зерен на вертикальну площину, що імітує поверхню оброблюваного прямолінійного зразка. Шорсткість поверхні визначає шар товщиною  $R_{\max}$ , обмежений вершиною зерна, яке максимально виступає над рівнем зв'язки інструмента, та нижньою точкою перетинання двох сусідніх проєкцій зерен. Параметр  $R_{\max}$  дорівнює максимальній висоті мікронерівностей обробленої поверхні та визначає один із основних параметрів шорсткості обробки.

Очевидно, що чим більше зерен бере участь у формуванні шорсткості поверхні, тим менший параметр  $R_{\max}$ , який визначають за умови:

$$\sum_{i=1}^{\infty} l_i = B, \quad (2.24)$$

де  $B$  – ширина оброблюваного зразка, м;

$l_i$  – ширина проекції зерна на заданому рівні  $y$ , м;

$y$  – координата, відлічувана від вершини різального зерна, яка максимально виступає над рівнем зв'язки, м;

$i$  – кількість проекцій зерен на заданому рівні  $y$ .

Для спрощення розрахунків слід прийняти наступні допущення:

1) виступання вершин зерен над рівнем зв'язки абразивного інструмента підкоряється рівномірному закону із щільністю розподілу  $f(y_i) = 1/b$ , де  $b$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки абразивного інструмента;

2) робочі частини зерен є конус з кутом у вершини  $2\gamma$ .

Для визначення параметра  $R_{\max}$  поверхню оброблюваного зразка слід подати у вигляді нескінченної безлічі горизонтальних елементарних шарів товщиною  $dy_i$ . Виходячи із прийнятого рівномірного закону розподілу висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки, у кожний елементарний шар потрапить  $dn_i$  вершин зерен. Тоді формування шорсткості поверхні умовно можна подати як результат накладання  $i$ -ї кількості елементарних профілів проекцій зерен, які мають різну висоту, змінювану в межах від 0 до  $b$ .

Слід вважати, що в межах одного елементарного профілю відсутнє взаємне перекриття проекцій зерен. Дану умову можна завжди виконати за рахунок збільшення кількості розглянутих елементарних профілів  $i$ , відповідно, зменшення кількості вершин зерен, які потрапили в  $i$ -й елементарний шар. Сума проекцій зерен, вершини яких розташовані в шарі товщиною  $dy_i$  на заданому рівні  $y$ , визначена, як:

$$\sum_{i=1}^{\infty} l_i = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i, \quad (2.25)$$

де  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;

$$f(y_i) = 1/b;$$

$n$  – загальна кількість зерен, які беруть участь у формуванні шорсткості поверхні;

$k$  – поверхнева концентрація зерен абразивного інструмента, шт./м<sup>2</sup>;

$L$  – довжина робочої поверхні абразивного інструмента, яка проконтактувала з розглянутою поверхнею оброблюваного зразка, м;

$y_i$  – координата, яка визначає розташування елементарного шару товщиною  $dy_i$ .

За позначеннями параметрів, прийнятими в роботі [98], обчислюють відносну повноту профілю шліфувального круга  $d\varepsilon_i(y)$  для  $i$ -го елементарного шару:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{\sum_{i=1}^{\infty} l_i}{B} = 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot L \cdot \frac{1}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i. \quad (2.26)$$

Аналогічно визначається ця відносна величина для кожного  $s$ -го елементарного шару. У фізичному аспекті відносна повнота профілю шліфувального круга  $d\varepsilon_i(y)$  визначає частку зрізаного металу зернами, вершини яких розташовані в  $i$ -му елементарному шарі. За абсолютною величиною  $d\varepsilon_i(y) < 1$ .

Сумарну відносну повноту профілю шліфувального круга  $\varepsilon(y)$ , яка визначає частку зрізаного металу всіма  $n$  зернами, слід встановити на основі теореми множення незалежних випадкових величин  $d\varepsilon_i(y)$ , де  $i = 1, 2, 3, \dots, s, \dots, \infty$  [30]. Однак множення навіть двох відносних величин  $d\varepsilon_1(y) < 1$  і  $d\varepsilon_2(y) < 1$  призведе до значення, яке менше  $d\varepsilon_1(y) < 1$ . Це не відповідає фізичній сутності, тому що значення добутку  $d\varepsilon_1(y) \cdot d\varepsilon_2(y)$  повинне бути більшим кожного із множників, тобто в міру збільшення кількості різальних зерен круга частка зрізаного металу повинна збільшуватися.

Для того щоб отримати фізично правильне розв'язання, слід скористатися теоремою множення незалежних випадкових величин  $d\Phi_i(y) = 1 - d\varepsilon_i(y)$ , тобто перейти до протилежної функції  $d\Phi_i(y)$ . У цьому випадку функція  $d\Phi_i(y)$  визначає частку незрізаного металу. Добуток

$d\Phi_1(y) \cdot d\Phi_2(y)$  відповідає значенню, яке менше  $d\Phi_1(y) < 1$ . Отже, у міру підключення до роботи більшої кількості зерен шліфувального круга сумарна функція  $\Phi(y)$ , яка визначає частку незрізаного металу всіма  $n$  зернами шліфувального круга, буде зменшуватися, що відповідає дійсності. Тоді за теоремою множення незалежних випадкових величин сумарна функція  $\Phi(y)$  опишеться:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} d\Phi_i(y) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - d\varepsilon_i(y)] = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} d\varepsilon_i(y) + \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{s=1}^i d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_s(y) - \\ - \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{s=1}^i \sum_{j=1}^s d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_s(y) \cdot d\varepsilon_j(y) + \dots \end{aligned} \quad (2.27)$$

Для спрощення вираження (2.27) операцію сумування слід замінити операцією інтегрування:

$$\begin{aligned} \Phi(y) = 1 - \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i + \\ + \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_s) \cdot dy_s - \\ - \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \times \\ \times (y - y_s) \cdot dy_s \cdot \int_{y_s}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_j) \cdot dy_j + \dots, \end{aligned} \quad (2.28)$$

де  $h$  – значення координати  $y$ , які змінюються в межах від 0 до  $y$ .

Слід визначити окремі доданки вираження (2.28). Перший доданок залишається незмінним.

Другий доданок:

$$\begin{aligned} \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot \left( y \cdot y_i - \frac{y_i^2}{2} \right) \Big|_0^h = \\ = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right). \end{aligned} \quad (2.29)$$

Третій доданок:

$$\begin{aligned}
 \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_s) \cdot dy_s &= 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) - \left( y \cdot y_i - \frac{y_i^2}{2} \right) \right]; \\
 \int_0^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \cdot \int_{y_i}^h 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot (y - y_s) \cdot dy_s &= \\
 = \int_0^h \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^2 \cdot (y - y_i) \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) - \left( y \cdot y_i - \frac{y_i^2}{2} \right) \right] \cdot dy_i &= \\
 = \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^2 \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \cdot \left( y \cdot h - \frac{h^2}{2} \right) - \left( y^2 \cdot \frac{y_i^2}{2} - y \cdot \frac{y_i^3}{2} + \frac{y_i^4}{8} \right) \right] \Big|_0^h &= \\
 = \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^2 \cdot \left[ h^2 \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) - \frac{h^2}{2} \cdot \left( y^2 - y \cdot h + \frac{h^2}{4} \right) \right] \Big|_0^h &= \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^2 \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)^2. \quad (2.30)
 \end{aligned}$$

Аналогічно визначаються четвертий та всі наступні доданки. У результаті перетворень вираження (2.27) із урахуванням отриманих виражень маємо:

$$\begin{aligned}
 \Phi(y) &= 1 - 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) + \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^2 \cdot \frac{h^2}{2} \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)^2 - \\
 &- \left( 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \right)^3 \cdot \frac{h^3}{2 \cdot 3} \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)^3 + \dots = 1 - \frac{A}{1!} \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \right] + \\
 &+ \frac{A^2}{2!} \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \right]^2 - \frac{A^3}{3!} \cdot \left[ h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \right]^3 + \dots, \quad (2.31)
 \end{aligned}$$

де  $A = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b}$ .

Вираження (2.31) є розкладанням у степеневий ряд:

$$\Phi(y) = \exp \left[ -2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \right]. \quad (2.32)$$

Відносна повнота профілю шліфувального круга визначається як протилежна функція  $\varepsilon(y)$  і набуває вигляду:

$$\varepsilon(y) = 1 - \Phi(y) = 1 - \exp \left[ -2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right) \right]. \quad (2.33)$$

Таблиця 2.3

**Розрахункові значення  $h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)$ ,  $\Phi(y)$  і  $\varepsilon(y)$  для  $y = 1$  мкм**

h, мкм	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
$h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)$	0	0,095	0,18	0,255	0,32	0,375	0,42	0,455	0,48	0,495	0,5

Важливо провести аналіз залежностей (2.32) і (2.33). За умови фіксованого значення  $y$  зі збільшенням параметра  $h$  від 0 до значення  $y$  добуток  $h \cdot \left( y - \frac{h}{2} \right)$  збільшується (табл. 2.3). Це призводить до зменшення функції  $\Phi(y)$  і збільшення протилежної до неї функції  $\varepsilon(y)$ , описуваної залежністю (2.33). Як видно, функції  $\Phi(y)$  й  $\varepsilon(y)$  найбільш інтенсивно змінюються в межах  $0 < h < 0,6$ . Отже, визначальну роль у зніманні металу та формуванні шорсткості поверхні відіграють зерна, вершини яких розташовані в інтервалі  $0 < h < 0,6$ .

За умови  $h = y$  отримані окремі залежності:

$$\Phi(y) = \exp \left[ -\operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot y^2 \right]; \quad (2.34)$$

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp \left[ -\operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{k \cdot L}{b} \cdot y^2 \right]. \quad (2.35)$$

Як видно, залежності (2.34) і (2.35) ідентичні залежностям (2.11) і (2.12), які установлені за умови  $n = k \cdot V \cdot L$ . Отже, перехід від бінома Ньютона  $(1-x)^{n_1}$  до експонентної функції  $e^{-n_1 x}$ , що визначається залежністю



(2.5), є правочинним, оскільки отримані різними методами розрахунків залежності (2.11) і (2.34) ідентичні. Цим показана можливість визначення ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  на основі спрощеного розрахунку, що відкриває нові можливості аналітичного опису закономірностей знімання металу та формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки.

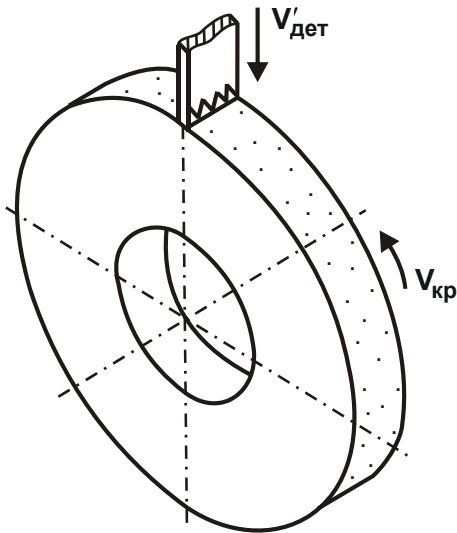


Рис. 2.4. **Схема шліфування  
прямолінійного зразка**

Аналогічно можна виконати оцінювання вірогідності отриманих залежностей (2.14) і (2.15), які враховують додатково рухи оброблюваної прямолінійної деталі у вертикальному напрямі зі швидкістю  $V'_{дет}$ . Для цього слід розглянути розрахункову схему процесу шліфування прямолінійної деталі, що рухається за нормаллю до робочої поверхні шліфувального круга зі швидкістю  $V'_{дет}$  (рис. 2.4). Ймовірнісна функція  $\Phi(y)$  визначається з урахуванням наступних допущень:

- 1) різальна частина зерна має форму конуса з кутом у вершини  $2\gamma$ ;
- 2) розміри та форма зерен постійні в часі;
- 3) розподіл висот виступання вершин зерен над рівнем зв'язки підпорядковується рівномірному закону із щільністю  $f(y_s) = 1/b$ , де  $b$  – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки, м.

На першому етапі слід розглянути утворення відносної повноти профілю круга на площині деталі, що рухається, від накладання проєкцій зерен, вершин яких розташовані в елементарному горизонтальному шарі нескінченно малої  $dy_s$  товщини шліфувального круга (рис. 2.5).

На другому етапі необхідно розглянути утворення відносної повноти профілю круга від накладання проєкцій зерен усіх елементарних горизонтальних шарів  $s = 1 \dots \infty$  шліфувального круга. Така розрахункова схема дозволяє системно підійти до опису складної закономірності накладання та перекриття проєкцій зерен на площині зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга зі швидкістю  $V'_{дет}$ .

**Етап 1.** Із усіх елементарних горизонтальних шарів зерен, якими подана робоча поверхня круга, слід виділити елементарний шар товщи-

ною  $dy_s$  та спроектувати його на площину оброблюваної деталі. У результаті рівномірного взаємного руху круга та площини оброблюваної деталі, на останній відбувається рівномірне накладання проєкцій зерен і утворення елементарного профілю.

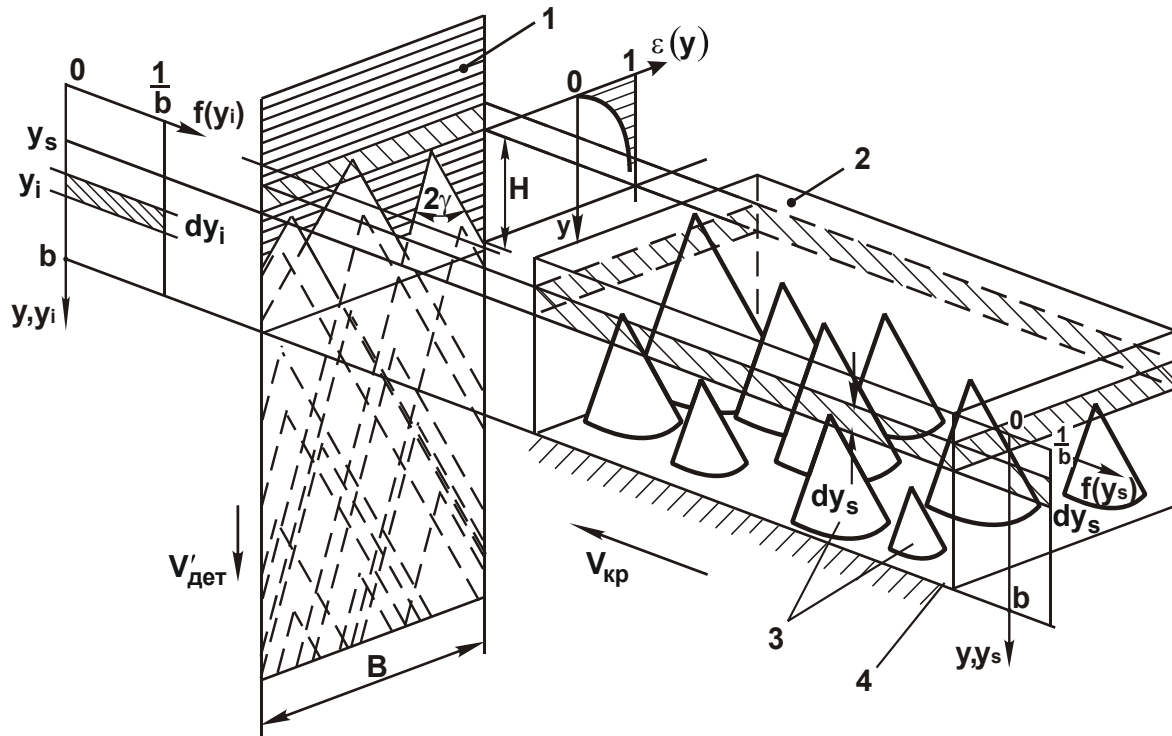


Рис. 2.5. Розрахункова схема відносної повноти профілю круга

Умовні позначення: 1 – площина оброблюваної деталі, що рухається; 2 – елементарний об'єм круга; 3 – різальні зерна; 4 – рівень зв'язки круга.

Розподіл вершин проєкцій зерен за висотою підкоряється рівномірному закону з вихідною щільністю  $f(y_i) = 1/b$ . Для опису утвореного профілю площину оброблюваної рухомої деталі слід розбити на безліч горизонтальних шарів нескінченно малої  $dy_i$  товщини, що містять однакову кількість вершин проєкцій зерен. Приймаючи, що в межах одного елементарного шару відсутнє взаємне перекриття проєкцій зерен, елементарна відносна повнота профілю  $dy_i$ -го шару виразиться:

$$d\varepsilon_i(\bar{y}) = \frac{2\text{tg}\gamma \cdot (\bar{y} - y_i) \cdot dn_i}{B}, \quad (2.36)$$

де  $\gamma$  – половина кута у вершини різальної частини зерна, що має форму конуса;

$dn_i = dn_s \cdot f(y_i) \cdot dy_i$  – кількість вершин проєкцій зерен, розташованих

у  $dy_i$ -му елементарному шарі;

$dn_s = n \cdot f(y_s) \cdot dy_s$  – кількість вершин зерен, розташованих у  $dy_s$ -му елементарному шарі;

$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b / V'_{дет}$  – загальна кількість зерен круга, які проконтактували з рухомою площиною (оброблюваною деталлю) за час, рівний переміщенню цієї деталі на величину  $b$ ;

$k$  – концентрація зерен на робочій поверхні круга, шт./м<sup>2</sup>;

$V'_{дет}$  – швидкість переміщення деталі, м/с;

$y_i$  – координата графіка щільності розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки, м;

$\bar{y}$  – координата висоти робочої поверхні круга, відлічувана від вершин зерен, розташованих у  $dy_s$ -му елементарному шарі, м.

Після нескладних перетворень залежність (2.36) набуде вигляду:

$$d\varepsilon_i(\bar{y}) = 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{кр}}{b \cdot V'_{дет}} \cdot (\bar{y} - y_i) \cdot dy_i \cdot dy_s. \quad (2.37)$$

Аналогічно визначається  $d\varepsilon_j(\bar{y})$  для кожного  $j$ -го шару, де  $j = 1, 2, 3, \dots, i, \dots, \infty, \dots$ . З огляду на незалежний характер накладання профілів, описуваних функціями  $d\varepsilon_i(\bar{y})$ ,  $d\varepsilon_j(\bar{y})$  та іншими, сумарну відносну повноту профілю  $d\varepsilon_s(\bar{y})$  можна отримати за теоремою множення ймовірностей незалежних випадкових величин [30]. Для цього слід перейти від імовірнісної функції  $d\varepsilon_s(\bar{y})$  до протилежної функції  $d\Phi_s(\bar{y}) = 1 - d\varepsilon_s(\bar{y})$ . Тоді

$$d\Phi(\bar{y}) = \prod_{i=1}^{\infty} [1 - d\varepsilon_i(\bar{y})]. \quad (2.38)$$

Після множення та приведення подібних доданків отримано:

$$d\Phi(\bar{y}) = 1 - \sum_{j=1}^{\infty} d\varepsilon_j(\bar{y}) + \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{t=1}^j d\varepsilon_j(\bar{y}) \cdot d\varepsilon_t(\bar{y}) - \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{l=1}^j \sum_{r=1}^l d\varepsilon_j(\bar{y}) \cdot d\varepsilon_l(\bar{y}) d\varepsilon_r(\bar{y}) + \dots \quad (2.39)$$

Необхідно перейти від операції сумування до операції інтегрування нескінченно малих величин:

$$\begin{aligned}
 d\Phi(\bar{y}) = & 1 - \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_s) \cdot dy_s + \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_j \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_j) \times \\
 & \times \int_{y_j}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_l) \cdot dy_l - \int_0^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s (\bar{y} - y_j) \times \\
 & \times dy_j \int_{y_j}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot (\bar{y} - y_l) \cdot dy_l \cdot \int_{y_l}^{\bar{y}} 2\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_l \cdot (\bar{y} - y_r) \cdot dy_r + \dots (2.40)
 \end{aligned}$$

Після інтегрування та нескладних перетворень отримано:

$$\begin{aligned}
 d\Phi(\bar{y}) = & 1 - \text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot \frac{\bar{y}^2}{1!} + (\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s)^2 \cdot \frac{\bar{y}^4}{2!} - \\
 & - (\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s)^3 \cdot \frac{\bar{y}^6}{3!} + \dots = \exp\left(-\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot \bar{y}^2\right). \quad (2.41)
 \end{aligned}$$

Функція  $d\varepsilon(\bar{y})$  виразиться:

$$d\varepsilon(\bar{y}) = 1 - \exp\left(-\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot \bar{y}^2\right). \quad (2.42)$$

Слід помістити початок координат на рівні зерна, яке максимально виступає над зв'язкою. Тоді поточна координата  $y$  виразиться  $y = \bar{y} + y_s$ , а залежність (2.42) набуде вигляду:

$$d\varepsilon(y) = 1 - \exp\left[-\text{tg}\gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot dy_s \cdot (y - y_s)^2\right]. \quad (2.43)$$

Таким чином, отримане вираження відносної повноти профілю круга на площині оброблюваної рухомої деталі від накладення проєкцій зерен, вершини яких розташовані в горизонтальному елементарному шарі товщиною  $dy_s$ .

**Етап 2.** Відносну повноту профілю від накладання проекцій зерен усіх елементарних горизонтальних шарів робочої поверхні круга можна отримати ймовірнісним підсумовуванням елементарних функцій  $d\varepsilon(y)$  за наведеною методикою.

Відповідно до теореми множення ймовірностей незалежних випадкових величин, протилежна функція  $\Phi(y)$  виразиться:

$$\Phi(y) = \prod_{s=1}^{\infty} d\Phi(y) = \exp \left[ -\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot \sum_{s=1}^{\infty} (y - y_s)^2 \cdot dy_s \right]. \quad (2.44)$$

Заміною підсумовування інтегруванням отримано:

$$\Phi(y) = \exp \left[ -\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot \int_0^y (y - y_s)^2 \cdot dy_s \right] = \exp \left[ -\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot y^3 \right]. \quad (2.45)$$

Відносна повнота профілю  $\varepsilon(y)$  набуде вигляду:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp \left[ -\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot y^3 \right]. \quad (2.46)$$

Як видно, отримана залежність (2.45) за умови  $V_{\text{кр}} = V_{\text{інстр}}$  ідентична залежності (2.15). Це вказує на вірогідність запропонованої математичної моделі визначення ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  стосовно до процесу шліфування з урахуванням руху прямолінійної оброблюваної деталі за нормаллю до робочої поверхні круга.

## **2.3. Теоретичний аналіз умов зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки**

Функції  $\Phi(y)$  і  $\varepsilon(y)$  є ймовірнісними функціями розподілу, які змінюються в межах від 0 до 1, асимптотично наближаючись до значення 0 [функція  $\Phi(y)$ ] і до значення 1 [функція  $\varepsilon(y)$ ]. За таким характером зміни функцій  $\Phi(y)$  і  $\varepsilon(y)$  визначити параметр шорсткості поверхні  $R_{\text{max}}$  можна

лише із заданим ступенем точності, наприклад, якщо  $\Phi(y) = \Phi_0 = 0,1; 0,05; 0,01$  і т. д. Тоді за умови

$$\Phi(y = R_{\max}) = \Phi_0 \quad (2.47)$$

з урахуванням залежності (2.34) отримано:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{-b \cdot \ln \Phi_0}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}} \quad (2.48)$$

Величина  $\ln \Phi_0$  негативна (табл. 2.4). Отже, підкореневе вираження залежності (2.48) завжди позитивне.

Таблиця 2.4

Розрахункові значення  $-\ln \Phi_0$

$\Phi_0$	0,15	0,1	0,01	0,001	0,0001	0,00001	0,000001
$1 - \Phi_0$	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999	0,99999	0,999999
$-\ln \Phi_0$	1,897	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Якщо прийняти з табл. 2.4 значення  $-\ln \Phi_0 = 2,3$  для  $1 - \Phi_0 = 0,9$  і підставити його в залежність (2.48), то вона набуде вигляду:

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{2,3 \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}} \quad (2.49)$$

Із залежності (2.49) випливає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна зменшенням параметра  $b$  і збільшенням  $\gamma$ ,  $k$  і  $L$ , тобто збільшенням кількості зерен  $n$ , які проконтактували з оброблюваною деталлю.

Аналогічно можна визначити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  для випадку обробки з урахуванням руху прямолінійної оброблюваної деталі за нормаллю до робочої поверхні алмазно-абразивного інструмента, описуваного залежністю (2.15). За умов  $y = R_{\max}$  та

$\Phi(y = R_{\max}) = \Phi_0$ , після потенціювання залежності (2.15), отримано:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{-3 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}} \cdot \ln \Phi_0}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (2.50)$$

З урахуванням умови  $-\ln \Phi_0 = 2,3$  для  $1 - \Phi_0 = 0,9$  (табл. 2.4) маємо:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{6,9 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (2.51)$$

Із залежності (2.51) випливає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  можна за рахунок зменшення двох відношень:  $b/k$  і  $V'_{\text{дет}} / V_{\text{інстр}}$ , тобто за рахунок зменшення параметрів  $b$ ,  $V'_{\text{дет}}$  і збільшення  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$ .

Для алмазного круга відношення  $b/k$  може бути виражене стандартними характеристиками круга: зернистістю круга  $\bar{X}$  й об'ємною концентрацією зерен  $m$  [8]:

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad (2.52)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}; \quad (2.53)$$

$$\frac{b}{k} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot m}, \quad (2.54)$$

де  $(1 - \varepsilon)$  – коефіцієнт, що враховує висоту виступання зерен над зв'язкою круга.

Відповідно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , що визначається залежністю (2.51), для умов алмазного шліфування з урахуванням  $V_{\text{кр}} = V_{\text{інстр}}$  набуває вигляду:

$$R_{\max} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{460 \cdot \pi \cdot V'_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (2.55)$$

Залежність (2.55) містить стандартні характеристики алмазного круга: зернистість круга  $\bar{X}$  й об'ємну концентрацію зерен  $m$ . Тому, задаючи їх, можна цілком обґрунтовано теоретично визначити раціональні умови ведення процесу шліфування з урахуванням обмеження за шорсткістю оброблюваної поверхні. Так, виходячи із залежності (2.55), основною умовою зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  є зменшення зернистості круга, оскільки параметр  $\bar{X}$  входить у залежність (2.55) з найбільшим ступенем. Однак, як відомо, виготовити алмазний круг з достатньо малою зернистістю, наприклад  $\bar{X} < 30$  мкм, складно. Тому можливості зменшення шорсткості поверхні під час шліфування обмежені, у зв'язку із чим необхідно застосовувати обробку вільним абразивом (доведенням, поліруванням та ін.). У цьому випадку зменшення зернистості абразиву не обмежене, що дозволяє розглядати обробку вільним абразивом основним напрямом високоякісної обробки деталей, який забезпечує мінімально можливі значення шорсткості поверхні. Разом з тим, в умовах доведення та полірування параметр  $k$  нерегламентований і не виражається аналітичною залежністю, аналогічною залежності (2.53), що вимагає визначення його раціональних значень.

Під час полірування параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  більшою мірою підкоряється залежності (2.7). Тому, приймаючи  $y = R_{\max}$  за умови  $-\ln \Phi_0 = 2,3$  для  $1 - \Phi_0 = 0,9$  (табл. 2.4), залежність (2.7) перетворюється:

$$R_{\max} = \frac{-B \cdot \ln \Phi_0}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} = \frac{1,15 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (2.56)$$

З урахуванням  $n = k \cdot B \cdot L$  залежність (2.56) набуває вигляду:

$$R_{\max} = \frac{1,15}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}. \quad (2.57)$$

Як видно, зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  у цьому випадку можна за рахунок збільшення поверхневої концентрації зерен  $k$  і довжини робочої поверхні алмазно-абразивного інструмента  $L$ , яка формує шорсткість оброблюваної поверхні деталі. Залежність (2.57) аналогічна залежності (2.49), що враховує різновисотне розташування зерен на робочій поверхні алмазно-абразивного інструмента.



## 2.4. Розрахунок і аналіз відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні

В аналізі впливу різноманітних методів обробки на експлуатаційні показники деталей машин користуються поняттям відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні, яка є найбільш інформативною характеристикою шорсткості поверхні.

У п. 2.2 аналітично описані закономірності формування шорсткості поверхні в умовах шліфування з позиції теорії ймовірностей за допомогою функції розподілу  $\varepsilon(y)$  – відносної повноти профілю круга в процесі шліфування прямолінійного зразка, що рухається з постійною швидкістю  $V'_{дет}$  за нормаллю до робочої поверхні круга. Загальний вигляд функції  $\varepsilon(y)$ , описуваної залежністю (2.13), показаний на рис. 2.6а. Штрихуванням виділений матеріал, який залишився на обробленій поверхні у вигляді мікронерівностей. Найбільший виступ мікронерівностей відповідає значенню  $y = R_{max}$ , де  $R_{max}$  – параметр шорсткості обробки. Найбільша западина відповідає значенню  $y = 0$ .

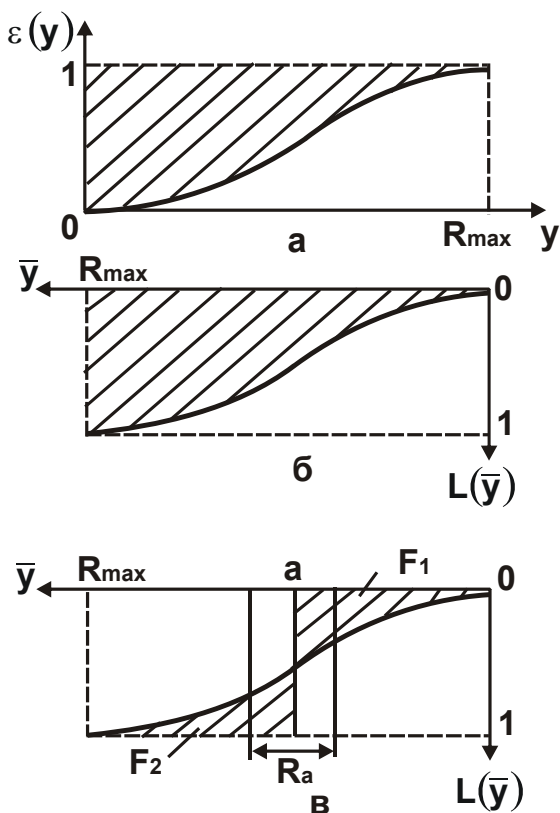


Рис. 2.6. Графіки функцій  $\varepsilon(y)$  і  $L(\bar{y})$

Від функції  $\varepsilon(y)$  неважко перейти до функції відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні  $L(y)$ . Для цього необхідно початок координат помістити в точці  $y = R_{max}$ , ввести нову координату  $\bar{y} = R_{max} - y$  та розглянути протилежну ймовірнісну функцію:

$$L(\bar{y}) = 1 - \varepsilon(\bar{y}) = e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V'_{дет}} \cdot (R_{max} - \bar{y})^3} \quad (2.58)$$

Загальний вигляд функції  $L(\bar{y})$  показаний на рис. 2.6б. Аналогічно до рис. 2.6а, заштрихованим виділений матеріал, що залишився на обробленій поверхні у вигляді мікронерівностей. Суцільний матеріал (без мікронерівностей) починається за умови

$\bar{y} \geq R_{\max}$ . Маючи у своєму розпорядженні аналітичну залежність для опису функції  $L(\bar{y})$ , можна визначити параметр шорсткості обробки  $R_a$ . Виходячи з рис. 2.6в, він визначається з вираження:

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1}, \quad (2.59)$$

де  $F_1$  – площа, обмежена лініями  $\bar{y} = a$ ,  $L(\bar{y}) = 0$  і функцією  $L(\bar{y})$ ;

$F_2$  – площа, обмежена лініями  $\bar{y} = a$ ,  $L(\bar{y}) = 1$  і функцією  $L(\bar{y})$ .

Значення  $\bar{y} = a$  визначає положення середньої лінії, отриманої за умови рівності площ, зайятих виступами та западинами на ділянці базової довжини  $l$  обробленої поверхні. Числові розрахунки для конкретних умов шліфування показали, що співвідношення параметрів шорсткості  $R_{\max}/R_a$  змінюється в межах 4 ... 5 [98]. Це вказує на те, що функція  $L(\bar{y})$  може бути приблизно описана прямою лінією, проведеною через початок координат і точку з координатами  $\bar{y} = R_{\max}$  і  $L(\bar{y}) = 1$  (рис. 2.7а). У цьому

випадку відношення  $R_{\max}/R_a = 4$ .

Отримане теоретичне розв'язання узгоджується з відомими експериментальними даними. Також встановлено, що відношення  $R_{\max}/R_a$  за певних умов обробки може змінюватися в більш широких межах: від 5 ... 8 і більших. Тому слід теоретично розглянути умови формування такого відношення  $R_{\max}/R_a$ , приймаючи умовно функцію відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні у вигляді, показаному на рис. 2.7б, де  $L_0$  – безрозмірна величина, яка змінюється в межах від 0 до 1.

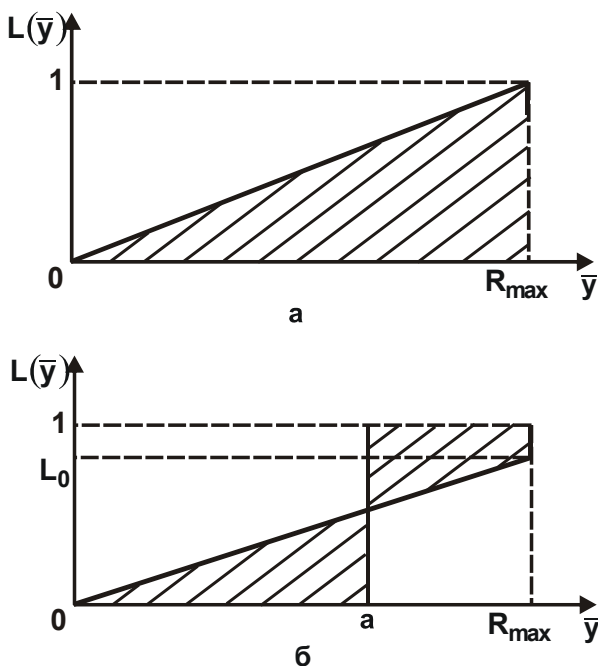


Рис. 2.7. Графік спрощеної функції  $L(\bar{y})$

Використовуючи рис. 2.7б, слід виконати розрахунок параметра шорсткості обробки  $R_a$ . Для цього визначають величину  $x$  з геометричного відношення:

$$\frac{L_0 - x}{a} = \frac{L_0}{R_{\max}}, \text{ звідки}$$

$$x = L_0 \cdot \left(1 - \frac{a}{R_{\max}}\right). \quad (2.60)$$

Важливо визначити первісне положення середньої лінії  $\bar{y} = a$  за умови рівності заштрихованих на рис. 2.7б площ:

$$0,5 \cdot a \cdot (L_0 - x) = (R_{\max} - a) \cdot (1 - L_0) + 0,5 \cdot x \cdot (R_{\max} - a), \quad (2.61)$$

звідки

$$a = R_{\max} \cdot (1 - 0,5 \cdot L_0). \quad (2.62)$$

Параметр шорсткості обробки  $R_a$  визначають за умови:

$$R_a \cdot 1 = 2 \cdot 0,5 \cdot a \cdot (L_0 - x). \quad (2.63)$$

Тоді з урахуванням залежностей (2.60) і (2.62) отримано:

$$R_a = R_{\max} \cdot L_0 \cdot (1 - 0,5 \cdot L_0)^2. \quad (2.64)$$

Як видно, якщо  $L_0 = 1$ , параметр  $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$ , що відповідає наведеному вище розв'язанню, тобто розрахунки виконані правильно. Із залежності (2.64) випливає, що величина  $L_0$  неоднозначно впливає на параметр  $R_a$ .

Розрахункові дані, які характеризують зміну параметра  $R_a$  залежно від величини  $L_0$ , наведені в табл. 2.5 для  $R_{\max} = 1$  мкм.

Таблиця 2.5

### Розрахункові значення $R_a$ і $R_{\max} / R_a$

$L_0$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$R_a$ , мкм	0	0,09	0,162	0,217	0,256	0,281	0,294	0,295	0,29	0,277	0,25
$R_{\max} / R_a$	$\infty$	11,1	6,25	4,54	3,85	3,57	3,4	3,39	3,45	3,7	4,0

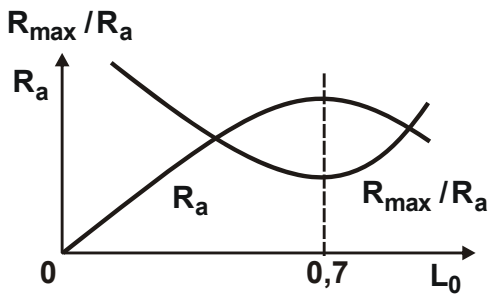


Рис. 2.8. Залежності  $R_a$  і  $R_{\max}/R_a$  від  $L_0$

Зі збільшенням величини  $L_0$  від 0 до 0,7 параметр шорсткості обробки  $R_a$  збільшується, а якщо  $L_0 > 0,7$  – зменшується (рис. 2.8). Відношення  $R_{\max}/R_a$ , навпаки, зі збільшенням  $L_0$  до значення 0,7 зменшується, потім збільшується, приймаючи за  $L_0 < 0,2$  значення, які перевищують 6. Цим показано, що форма відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні

$L(\bar{y})$  визначає значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  і відношення  $R_{\max}/R_a$ . Підвищені значення  $R_{\max}/R_a > 6$  обумовлені тим, що на ділянці базової довжини  $l$  обробленої поверхні площа, обмежена западинами мікронерівностей та середньою лінією, перевищує площу, обмежену виступами мікронерівностей та середньою лінією. Це може мати місце в процесі шліфування кругом із притупленими різальними кромками. Наприклад, у роботі [128] встановлено, що найменша відносна опорна довжина профілю досягається після шліфування абразивним кругом, а найбільша – після шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці та кругом із кубоніту. Отже, шліфування кругами із синтетичних надтвердих матеріалів збільшує опорну площу та, відповідно, несучу здатність і зносостійкість деталей машин. Тому для вибору оптимального методу обробки необхідно знати його можливості в формуванні як висотних параметрів шорсткості  $R_{\max}$ ,  $R_a$ , так і відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні.

## 2.5. Установлення функціональних зв'язків між параметрами шорсткості й оптичними характеристиками обробленої поверхні

Для оцінювання взаємозв'язку параметрів шорсткості з оптичними характеристиками поверхні слід скористатися аналітичною залежністю (1.41), виражаючи чинник шорсткості  $F = F_r / F_{\text{ш}}$  з урахуванням наведених теоретичних рішень. Виходячи з рис. 1.11, параметр  $F_r$  визначає площу гладкої поверхні, а параметр  $F_{\text{ш}}$  – площу профілю шорсткої поверхні, яку можна описати залежністю:

$$F_{\text{ш}} = h \cdot L, \quad (2.65)$$

де  $h$  – ширина розглянутої поверхні (рис. 2.9), м;

$L$  – довжина профілю, яка складається із довжини всіх виступів і западин профілю, що перебувають у межах базової довжини  $l$ , витягнутих у пряму лінію ( $L$  – стандартний параметр шорсткості поверхні).

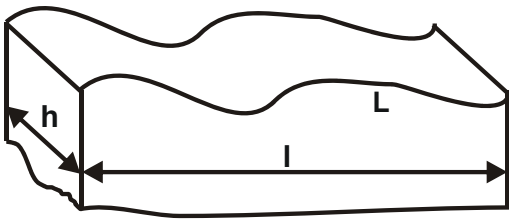


Рис. 2.9. Розрахункова схема профілю шорсткої поверхні

Параметр  $F_r$  виражається:

$$F_r = h \cdot l. \quad (2.66)$$

Чинник шорсткості  $F$  описується:

$$F = \frac{F_r}{F_{\text{ш}}} = \frac{l}{L}. \quad (2.67)$$

Чинник шорсткості  $F$  пов'язаний обернено пропорційною залежністю з параметром шорсткості – відносною довжиною профілю  $l_0 = L/l$ .

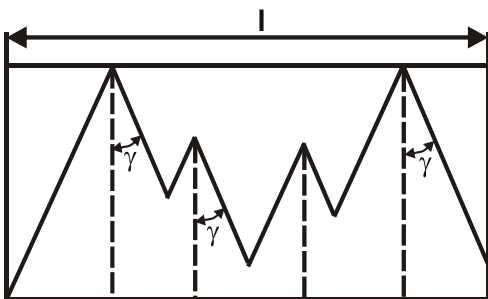


Рис. 2.10. Профіль шорсткої поверхні після абразивної обробки

Важливо розглянути профіль шорсткої поверхні, сформований в процесі абразивної обробки різальними зернами у формі конуса з кутом у вершини  $2\gamma$  (рис. 2.10). Відносна опорна довжина даного профілю  $L(y)$  графічно показана на рис. 2.7а. Виходячи з рис. 2.10, параметри  $l$  та  $L$  пов'язані між собою тригонометричним відношенням:

$$\frac{l}{L} = \sin \gamma, \quad (2.68)$$

звідки

$$F = \sin \gamma. \quad (2.69)$$

У табл. 2.6 наведені значення тригонометричної функції  $\sin \gamma$ .

Значення тригонометричної функції  $\sin \gamma$ 

$\gamma$ , град	0	30	45	60	75	90
$\sin \gamma$	0	0,5	0,71	0,87	0,96	1,0

Практикою встановлено, що кут у вершини різального абразивного або алмазного зерна  $2\gamma$  може змінюватися в межах  $60 \dots 180^\circ$ . Тоді, виходячи з табл. 2.6, для кута  $2\gamma = 60^\circ$  параметр  $L$  удвічі більший  $l$ . Для

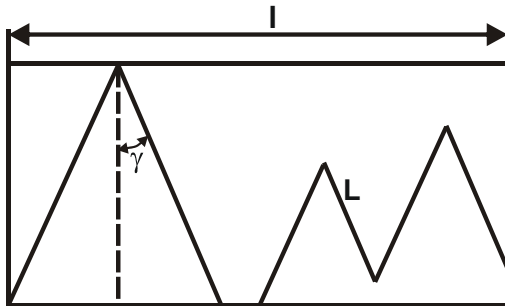


Рис. 2.11. Профіль шорсткої поверхні, сформований в умовах абразивної обробки з урахуванням зношування зерен

$2\gamma > 90^\circ$  розходження параметрів  $l$  і  $L$  несуттєве. Із цього випливає, що чинник шорсткості  $F = l/L = \sin \gamma$  змінюється в межах  $0,5 \dots 1,0$ .

Слід розглянути профіль шорсткості поверхні, сформований в процесі абразивної обробки різальними зернами, які мають форму конуса й усіченого конуса (враховуючи зношування зерен) з кутом у вершини  $2\gamma$  (рис. 2.11). Відносна опорна довжина даного профілю  $L(\gamma)$  графічно показана на рис. 2.7б.

Чинник шорсткості  $F$  в цьому випадку визначений залежністю:

$$F = L_0 \cdot \sin \gamma + (1 - L_0) = 1 - L_0 \cdot (1 - \sin \gamma). \quad (2.70)$$

Відповідно, відносна довжина профілю  $l_0 = 1/F$  дорівнює:

$$l_0 = \frac{1}{1 - L_0 \cdot (1 - \sin \gamma)}. \quad (2.71)$$

За умови  $L_0 = 1,0$  залежність (2.70) приймає вигляд залежності (2.69), а за умови  $L_0 = 0$  чинник шорсткості  $F = 1$ , тобто має місце гладка поверхня. Як видно із залежності (2.70), чим більший параметр  $L_0$  і менший кут  $\gamma$ , тим менший чинник шорсткості  $F$ . Необхідно розрахувати

значення чинника шорсткості  $F$  для двох випадків:  $\sin \gamma = 0,5$  і  $\sin \gamma = 0,9$ . У першому чинник шорсткості  $F$  визначають за залежністю:  $F = 1 - 0,5 \cdot L_0$ , у другому випадку – за залежністю  $F = 1 - 0,1 \cdot L_0$ .

Результати розрахунків наведені в табл. 2.7. Для аналізу наведені значення  $R_{\max} / R_a$  з табл. 2.5. Як видно, зі збільшенням безрозмірної величини  $L_0$  чинник шорсткості  $F$  зменшується від одиниці до значення  $\sin \gamma$ . Відповідно, збільшується  $R_a / R_{\max}$ . Таким чином, аналітичним шляхом установлений зв'язок між чинником шорсткості  $F$  і  $R_a / R_{\max}$ .

Таблиця 2.7

**Розрахункові значення чинника шорсткості  $F$   
і відношень  $R_{\max} / R_a$  і  $R_a / R_{\max}$**

$L_0$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$F (\sin \gamma = 0,5)$	1	0,95	0,9	0,85	0,8	0,75	0,7	0,65	0,6	0,55	0,5
$F (\sin \gamma = 0,9)$	1	0,99	0,98	0,97	0,96	0,95	0,94	0,93	0,92	0,91	0,9
$R_{\max} / R_a$	$\infty$	11,1	6,25	4,54	3,85	3,57	3,4	3,39	3,45	3,7	4,0
$R_a / R_{\max}$	0	0,09	0,16	0,217	0,256	0,28	0,29	0,295	0,29	0,277	0,25

Важливо отримати аналітичну залежність, яка узгоджує чинник шорсткості  $F$  і відношення  $R_a / R_{\max}$ . Для цього слід подати залежність (2.70) у вигляді:

$$L_0 = \frac{(1-F)}{(1-\sin \gamma)}. \quad (2.72)$$

Підставивши залежність (2.72) у рівняння (2.64), отримано:

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{(1-F)}{(1-\sin \gamma)} \cdot \left[ 1 - 0,5 \cdot \frac{(1-F)}{(1-\sin \gamma)} \right]^2. \quad (2.73)$$

У результаті отримано трансцендентне рівняння, розв'язати яке відносно чинника шорсткості  $F$  складно. Тому в розрахунках доцільно задавати значення  $F$  і з рівняння (2.73) визначати відношення парамет-

рів шорсткості поверхні  $R_a/R_{\max}$ . Аналогічну залежність можна отримати, виражаючи в залежності (2.73) чинник шорсткості  $F$  через відносну довжину профілю  $l_0 = 1/F$ :

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{\left(1 - \frac{1}{l_0}\right)}{(1 - \sin \gamma)} \cdot \left[1 - 0,5 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{l_0}\right)}{(1 - \sin \gamma)}\right]^2. \quad (2.74)$$

Необхідно зазначити, що фактор шорсткості  $F$ , виходячи з рівняння (2.73), визначається не висотними параметрами шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{\max}$ , а їх відношенням  $R_a/R_{\max}$ , тобто чинник шорсткості  $F$  є функцією відношення  $R_a/R_{\max}$  або  $F = f(R_a/R_{\max})$ . Це вказує на те, що оптичні характеристики поверхні, зокрема коефіцієнт випромінювання поверхні  $\varepsilon_{\text{ш}}$ , який визначений залежністю (1.41), залежить не від висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  й  $R_{\max}$ , а від форми мікронерівностей профілю, обумовленої відношенням  $R_a/R_{\max}$ .

Використовуючи залежність (1.41), важливо провести аналіз коефіцієнта випромінювання поверхні  $\varepsilon_{\text{ш}}$ . Після перетворення залежність (1.41) набуває вигляду:

$$\varepsilon_{\text{ш}} = \frac{\varepsilon_{\Gamma}}{1 - (1 - A_{\Gamma}) \cdot (1 - F)}, \quad (2.75)$$

де  $\varepsilon_{\Gamma}$ ,  $A_{\Gamma}$  – відповідно коефіцієнти випромінювання та поглинання гладкої поверхні.

Як впливає із залежності (2.75), для заданих значень  $\varepsilon_{\Gamma}$ ,  $A_{\Gamma}$  зі зменшенням чинника шорсткості  $F$  у межах від 1 до  $\sin \gamma$  коефіцієнт випромінювання поверхні  $\varepsilon_{\text{ш}}$  збільшується. Отже, коефіцієнт випромінювання поверхні  $\varepsilon_{\text{ш}}$  збільшується зі збільшенням відношення  $R_a/R_{\max}$  (внаслідок збільшення безрозмірної величини  $L_0$  у межах від 0 до 1).

Приблизно за таким же законом буде змінюватися коефіцієнт поглинання поверхні  $A_{\text{ш}}$ , враховуючи, що для сірого тіла  $\varepsilon \approx A$ . Тоді залежність (2.75) буде виражена:



$$A_{\text{ш}} = \frac{A_r}{1 - (1 - A_r) \cdot (1 - F)} \quad (2.76)$$

Коефіцієнт відбиття поверхні  $\rho_{\text{ш}}$  пов'язаний з коефіцієнтом поглинання поверхні  $A_{\text{ш}}$  протилежною залежністю:

$$\rho_{\text{ш}} = 1 - A_{\text{ш}} = 1 - \frac{A_r}{1 - (1 - A_r) \cdot (1 - F)} \quad (2.77)$$

Із залежності (2.77) випливає, що зі зменшенням чинника шорсткості  $F$  (від 1 до  $\sin \gamma$ ) і, відповідно, збільшенням відношення  $R_a/R_{\text{max}}$  коефіцієнт відбиття поверхні  $\rho_{\text{ш}}$  буде зменшуватися. Отже, найбільша від-

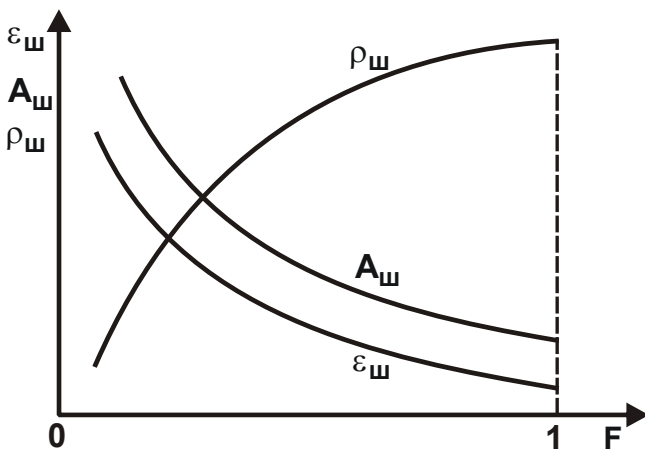


Рис. 2.12. Характер зміни параметрів  $\varepsilon_{\text{ш}}$ ,  $A_{\text{ш}}$ ,  $\rho_{\text{ш}}$  від чинника шорсткості  $F$

бивна здатність буде у гладкої поверхні, для якої  $F = 1$  і  $R_a/R_{\text{max}} = 0$ .

В узагальненому вигляді характер зміни коефіцієнтів  $\varepsilon_{\text{ш}}$ ,  $A_{\text{ш}}$ ,  $\rho_{\text{ш}}$  від чинника шорсткості  $F$  показаний на рис. 2.12, тобто зі збільшенням  $F$  коефіцієнти випромінювання  $\varepsilon_{\text{ш}}$  і поглинання  $A_{\text{ш}}$  зменшуються, а коефіцієнт відбиття  $\rho_{\text{ш}}$  збільшується. Протилежно впливає на зазначені коефіцієнти  $R_a/R_{\text{max}}$  (див.

табл. 2.7). Так, зі зменшенням відношення  $R_a/R_{\text{max}}$  коефіцієнти випромінювання  $\varepsilon_{\text{ш}}$  і поглинання  $A_{\text{ш}}$  шорсткої поверхні зменшуються, а коефіцієнт відбиття  $\rho_{\text{ш}}$  збільшується. Отже, з погляду поліпшення оптичних характеристик поверхонь необхідно  $R_a/R_{\text{max}}$  і відносну довжину профілю  $l_0$  зменшувати, а чинник шорсткості  $F$  збільшувати. Таким чином, у роботі запропоновані три критерія оцінювання шорсткості світловідбивальних поверхонь: відносна довжина профілю  $l_0$ ,  $R_a/R_{\text{max}}$  і чинник шорсткості  $F$ . Вони пов'язані між собою та сукупно дають достатньо повне фізичне уявлення про зв'язок шорсткості з оптичними характеристиками поверхні та дозволяють обґрунтовано виконувати вибір методу обробки світловідбивальних поверхонь.

## 2.6. Розроблення методики розрахунку нового параметра шорсткості оброблених світловідбивальних поверхонь

Для більш глибокого аналізу умов формування шорсткості оброблених світловідбивальних поверхонь слід розглянути новий підхід до розрахунку параметрів шорсткості. Використовуючи схему графічного розв'язання (рис. 2.13) [169] і з урахуванням відношення параметрів

$$\frac{F_r}{F_w} \approx \frac{L_0^2}{L^2} \quad [47], \text{ отримано:}$$

$$\frac{L_0^2}{L^2} = \frac{n^2}{\left( \sum_{i=1}^n \sqrt{1 + \left( \frac{\Delta y}{\Delta x} \right)^2} \right)^2}, \quad (2.78)$$

де  $L = \sum_{i=1}^n L_i = \sum_{i=1}^n \sqrt{\Delta y^2 + \Delta x^2}$  – довжина лінії, еквидистантної профілю шорсткої поверхні в межах базової довжини профілограми  $L_0$ ;

$n$  – кількість ординат відхилень профілю шорсткої поверхні.

У роботі [4] пропонується визначати чинник шорсткості поверхні за формулою:

$$F = \left( 1 + 1,25\pi^2 \cdot n^2 \cdot R_a^2 \right)^{-1}, \quad (2.79)$$

де  $n$  – кількість перетинань профілю шорсткої поверхні на одиниці довжини середньої лінії;

$R_a$  – середнє арифметичне відхилення профілю.

Таке визначення чинника шорсткості  $F$  недостатньо чутливе до форми виступів (западин) нерівностей поверхні (рис 2.13). Не виключено, що поверхні після однакових методів обробки та рівних значеннях чинника шорсткості  $F$  будуть мати різну світловідбивальну здатність. У цьому випадку на характер зміни світловідбивальної здатності може вплинути й зміна форми нерівностей (на поверхні), які порівнянні та більші довжин хвиль падаючого випромінювання.

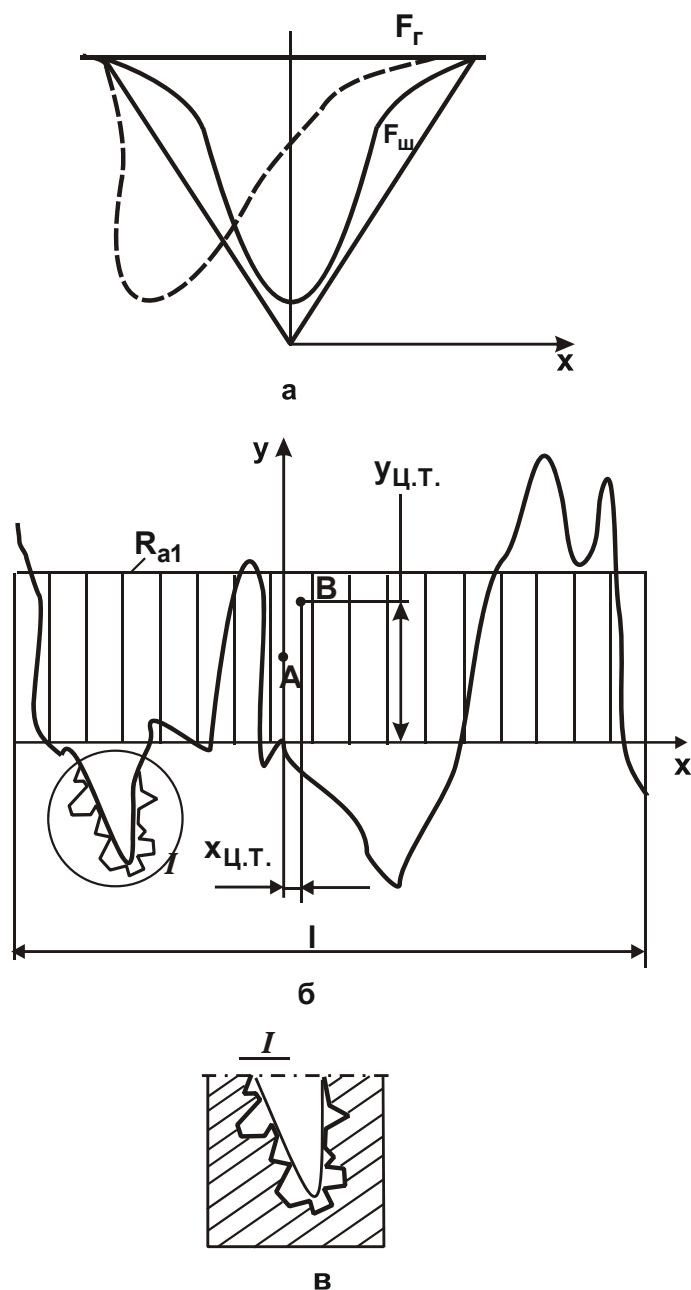


Рис. 2.13. Схеми визначення критерію шорсткості поверхні  $F'$  :  
 а – западини різної форми; б – профіль шорсткості;  
 в – елементи вторинної шорсткості

Для вибору параметрів, які характеризують форму нерівностей, слід враховувати те, що вони повинні відображувати ступінь їх наближення до рівноважного стану, тобто до мінімуму поверхні для даного об'єму [133]. Цю інформацію можна отримати, використовуючи властивості “умовного центра ваги” площі геометричної фігури шляхом визначення ступеня наближення реальної поверхні до її мінімуму. Рівноважний стан для реальної поверхні буде відповідати серединній поверхні, яка характеризує середнє арифметичне відхилення ординат профілю

шорсткості. У дійсності такий рівноважний стан не існує, оскільки для мікрочастинок поверхнева енергія буде переважати над енергією об'єму, тому абразивні зерна, кристали та їх утворення повинні приймати певну форму й орієнтування.

Важливо розглянути розподіл матеріалу в поверхневому шарі, який характеризується профілограмою поверхні (див. рис. 2.13). Ступінь наближення її до рівноважного стану можна характеризувати відносним зсувом “умовних центрів ваги” А та В площ, обмежених середньою лінією та лінією профілю шорсткості поверхні [162]:

$$F' = \sqrt{\frac{x_{Ц.в.А.}^2 + y_{Ц.в.А.}^2}{x_{Ц.в.В.}^2 + y_{Ц.в.В.}^2}}, \quad (2.80)$$

де  $F'$  – характеристика форми профілю шорсткої поверхні;

$x_{Ц.в.}, y_{Ц.в.}$  – координати “центрів ваги” площ.

За фізичною сутністю  $F'$  – новий параметр шорсткості поверхні, який дозволяє провести більш глибокий аналіз формування шорсткості оброблюваних світловідбивальних поверхонь. Його називають критерієм шорсткості.

Залежно від характеру аналізу профілю шорсткої поверхні, вираження (2.80) набуде наступного вигляду [169]:

- для профілю шорсткої поверхні відносно середньої лінії:

$$F' = \frac{R_a}{2\sqrt{x_{Ц.в.В.}^2 + y_{Ц.в.В.}^2}}, \quad (2.81)$$

де  $x_{Ц.в.А.} = 0$ ;

$$y_{Ц.в.А.} = \frac{R_a}{2};$$

- для профілю шорсткої поверхні відносно лінії западин:

$$F' = \frac{H_{i.min}}{2\sqrt{x_{Ц.в.В.}^2 + y_{Ц.в.В.}^2}}, \quad (2.82)$$

де  $x_{Ц.в.А.} = 0$ ;

$$y_{Ц.в.А.} = \frac{H_{i.min}}{2};$$

$H_{i.min}$  – відхилення найбільшого мінімуму ординат профілю шорсткості поверхні;

- для профілю шорсткої поверхні відносно лінії западин і середньої лінії:

$$F' = \frac{2H_{i.min} - R_a}{2\sqrt{x_{Ц.в.В.}^2 + y_{Ц.в.В.}^2}}, \quad (2.83)$$

де  $x_{Ц.в.А.} = 0$ ;

$$y_{Ц.в.А.} = H_{i.min} - \frac{R_a}{2}.$$

Для поверхонь із синусоїдальним профілем вираження (2.80) спрощується:

$$F' = 1 - \frac{R_a}{2H_{i.min}}, \quad (2.84)$$

де  $x_{Ц.в.В.} = 0$ .

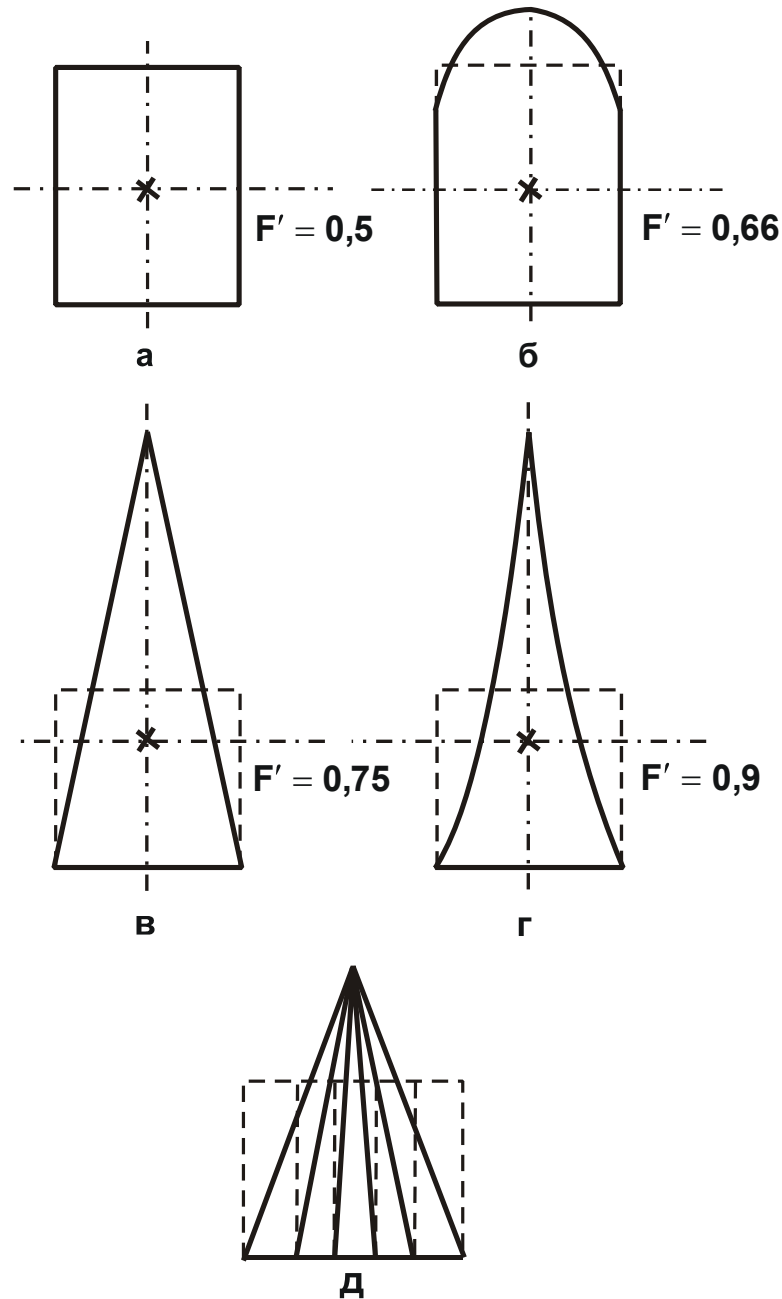
Якщо врахувати, що  $2H_{i.min} \approx R_{max}$  (де  $R_{max}$  – максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні), то вираження (2.84) набуде спрощеного вигляду:

$$F' = 1 - \frac{R_a}{R_{max}}. \quad (2.85)$$

Як видно, критерій шорсткості  $F'$  є протилежною функцією відношення  $R_a/R_{max}$  і змінюється в межах 0 ... 1. Чим більше відношення  $R_a/R_{max}$ , тим менший критерій шорсткості  $F'$  і навпаки. Критерій шорсткості  $F'$  доповнює встановлені в п. 2.4 параметри шорсткості світловідбивальних поверхонь:  $I_0$ ,  $R_a/R_{max}$ ,  $F$ .

На рис. 2.14 зображені значення критерію шорсткості поверхні  $F'$  для різних елементів нерівностей в умовах рівного значення чинника

шорсткості  $F$  [169], а також показана зміна чинника шорсткості  $F'$  за умови постійного значення критерію  $F'$ .



**Рис. 2.14. Значення критерію шорсткості поверхні  $F'$  і чинника шорсткості поверхні  $F = F_r / F_{\text{ш}}$  для різних елементів нерівностей:**

**а, б, в, г – за умови рівних значень  $F$ ; д – зміна повноти за умови постійного значення  $F$**

У ході аналізу нерегулярної шорсткості поверхні важливо знати “умовні центри ваги”  $A$  та  $B$  площ, які обмежені середньою лінією та лінією профілю шорсткої поверхні. Координати центра ваги площі, обмеженої середньою лінією та лінією профілю шорсткої поверхні (див.

рис. 2.13), слід визначити шляхом графічного розв'язання послідовного знаходження об'єднання двох матеріальних точок, носіями яких є умовні центри ваги прямокутників I, II і т. д. [157].

Використання властивостей умовного центра ваги геометричної фігури [157] дозволяє оцінити форму кривої та побудувати лінію об'єднання відхилень кривої від середньої лінії.

На рис. 2.15а зображена схема об'єднання двох елементів  $y_i$  (відхилень профілю). Буквами А та В позначені умовні центри ваги площ  $(y_i \cdot \Delta x)$ , які характеризують відхилення  $y_i$ . Точками С і  $C_x$  позначений центр об'єднання двох площадок  $\{(\frac{y_1 + y_2}{2}) \cdot \Delta x\}$  і  $\{(\frac{y_2 + y_3}{2}) \cdot \Delta x\}$ , а також проекція точки С на лінію, паралельну середній лінії. Схема побудови лінії об'єднання відхилень наведена на рис. 2.15б.

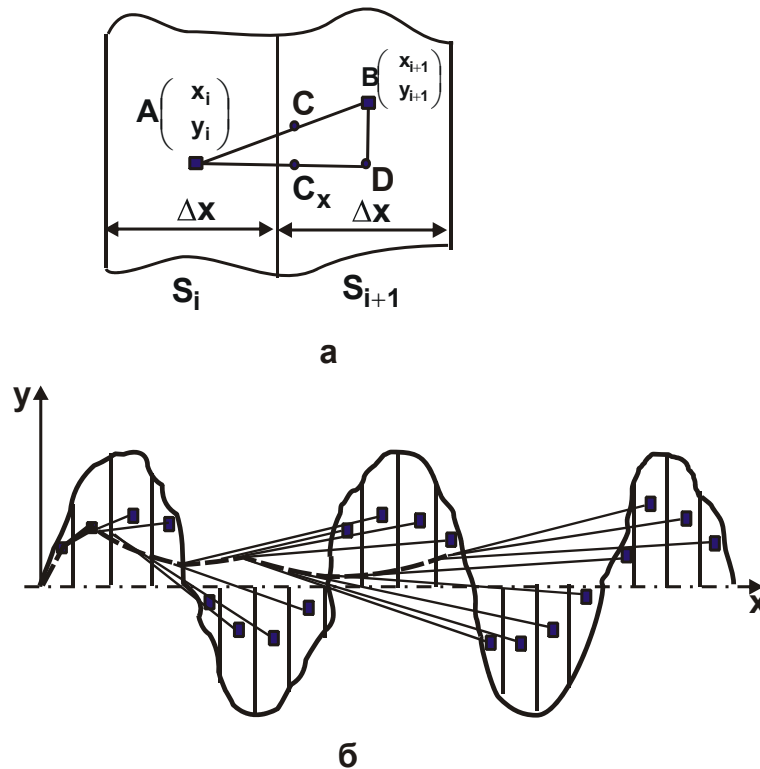


Рис 2.15. Схема графічного об'єднання двох відхилень (а) і схема побудови лінії об'єднання відхилень (б)

З об'єднання двох площадок слід виділити трикутник АВД. Відношення сторін прямокутних трикутників можна подати у вигляді:

$$\frac{CC_x}{ВД} = \frac{AC}{AB} = \frac{AC_x}{AD}, \quad (2.86)$$

звідки

$$CC_x = \frac{AC \cdot VD}{AB}; \quad (2.87)$$

$$AC_x = \frac{AC \cdot AD}{AB}, \quad (2.88)$$

де  $VD = y_{Ц.в.i-1} - y_{Ц.в.i-1}$  ;

$$AD = \sum_{i=1}^n x_{Ц.в.i} - x_{Ц.в.i-1};$$

$y_{Ц.в.i-1}$  – координата умовного центра ваги поєднуваного елемента;

$y_{Ц.в.i-1}$ ;  $x_{Ц.в.i}$  – координати умовного центра ваги раніше об'єднаних елементів.

Оскільки для об'єднання площ справедлива умова [157]:

$$\frac{S_{i+1}}{S_i} = \frac{AC}{CB}, \quad (2.89)$$

то відношення площ можна подати як відношення усереднених ординат (з рівним інтервалом  $\Delta x$ ):

$$\frac{S_{i+1}}{S_i} = \frac{y_{срi+1}}{i \cdot y_{срi}}, \quad (2.90)$$

де  $i$  – кількість точок, які беруть участь в об'єднанні.

Зіставляючи відношення (2.88), (2.89) і (2.90), отримують шукане збільшення координати центра об'єднання із урахуванням вертикального збільшення ВЗ і горизонтального збільшення ГЗ:

- за віссю ординат: 
$$CC_x = \frac{1}{BЗ} \cdot \frac{y_{Ц.в.i-1} - y_{Ц.в.i-1}}{\left(1 + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} y_{срi}}{y_{срi+1}}\right)}$$
;



- за віссю абсцис: 
$$AC_x = \frac{\frac{1}{\Gamma 3} \cdot \sum_{i=1}^n x_{\text{Ц.В.}i} - X_{\text{Ц.В.}i-1}}{\sum_{i=1}^{n-1} y_{\text{ср}i} \left(1 + \frac{i-1}{y_{\text{ср}i+1}}\right)}$$

Позначивши поточні та попередні координати центра об'єднання за віссю В як  $z_i$  і  $z_{i-1}$ , а за віссю Х як  $\sigma_i$  і  $\sigma_{i-1}$ , можна записати:

$$z_i = z_{i-1} + CC_x; \quad (2.91)$$

$$\sigma_i = \sigma_{i-1} + AC_x. \quad (2.92)$$

Після підстановки значень  $CC_x$  і  $AC_x$ , заміни позначень отримано:

$$z_{\text{Ц.В.}i} = z_{\text{Ц.В.}i-1} \left[ 1 + \frac{\left( \frac{y_{\text{Ц.В.}i-1}}{\Gamma 3 \cdot z_{\text{Ц.В.}i-1}} - 1 \right)}{\sum_{i=1}^{n-1} y_{\text{ср}i} \left(1 + \frac{i-1}{y_{\text{ср}i+1}}\right)} \right]; \quad (2.93)$$

$$\sigma_{\text{Ц.В.}i} = \sigma_{\text{Ц.В.}i-1} \left[ 1 + \frac{\left( \frac{\sum_{i=1}^{n-1} x_{\text{Ц.В.}i}}{\Gamma 3 \cdot \sigma_{\text{Ц.В.}i-1}} - 1 \right)}{\sum_{i=1}^{n-1} y_{\text{ср}i} \left(1 + \frac{i-1}{y_{\text{ср}i+1}}\right)} \right]. \quad (2.94)$$

Розрахунки за даними залежностями слід реалізувати на комп'ютері. Можна знаходити послідовно всі точки лінії об'єднання відхилень (матеріальних точок) через збільшення їх координат. Структурна схема побудови лінії об'єднання подана на рис. 2.16. За даною схемою розроблена програма та виконані обчислення на комп'ютері. Послідовність розрахунку наступна. Складається таблиця значень відхилень (ординат)  $y_i$ ,

вимірюваних від відлікової лінії з інтервалом  $\Delta x$ . Значення  $\Delta x$  можна приймати дорівнює 1/4 кроку тої найменшої за кроком нерівності кривої, аналіз якої ще становить інтерес. Ці значення вводять в комп'ютер і відповідно до програми обчислення (рис. 2.16) визначаються значення координат точок лінії об'єднання.

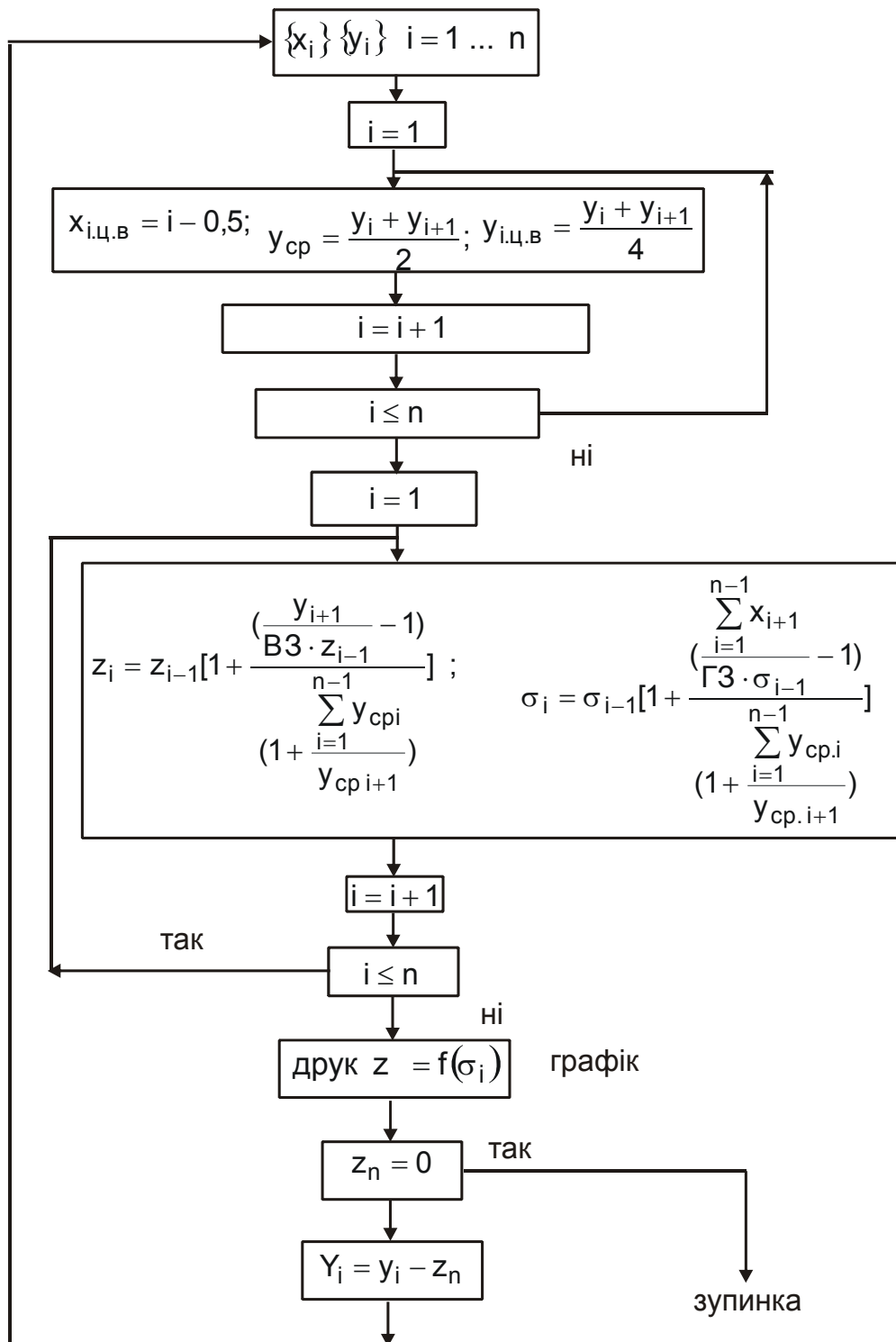


Рис. 2.16. Структурна схема розрахунку координат точок лінії об'єднання відхилень профілю

Лінія об'єднання відхилень (матеріальних точок) містить інформацію про розподіл значень відхилень у межах базової довжини, тому її можна розглядати як компактну характеристику для ідентифікації різних профілів шорсткості поверхні. Чим швидше наближається вона до середньої лінії, тим менша випадкова складова, а переважає періодична складова. Лінія об'єднання відхилень (матеріальних точок) не зможе відразу заспокоїтися, тому що різні випадкові виступи та западини будуть викликати на ній відхилення в той або інший бік. Характерні її зміни дозволяють оцінити стабільність і стійкість розмірів нерівностей. Високочастотні коливання поступово відсіваються, а виділяються тільки потужні гармоніки кривої. Це дозволяє дослідити інтенсивність появи нехарактерних виступів і западин.

У роботах С. Г. Агабабова [3; 4] показано, що чинник шорсткості поверхні  $F$  може бути розрахований за характеристиками профілограми поверхні (2.49). Результати розрахунків узгодяться зі значеннями коефіцієнта випромінювання, визначеного за формулою [3]:

$$\xi_i = \left[ 1 + \left( \frac{1}{\xi_{EK}} - 1 \right) \frac{F_i}{F_{EK}} \right]^{-1}. \quad (2.95)$$

Пропонований автором робіт [3; 4] спосіб розрахунку чинника шорсткості поверхні рекомендується для застосування в межах зазначеного ступеня точності (розбіжність між експериментальними та розрахунковими величинами не перевищує 10 %). Для перевірки можливості використання пропонованої в даній роботі методики оцінювання критерію шорсткості поверхні з урахуванням форми нерівностей [за залежністю (2.95)] були використані результати цього експерименту.

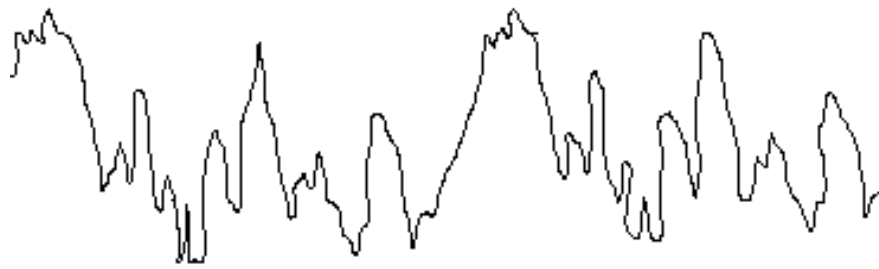
В якості прикладу розглянуто наведену на рис. 2.17а [4] профілограму поверхні зразка, за якою визначено значення параметру  $H_{i.min}$ .

Значення критерію шорсткості поверхні з урахуванням форми нерівностей слід визначати за спрощеною формулою, яка враховує повноту (2.79) і форму (2.84) нерівностей:

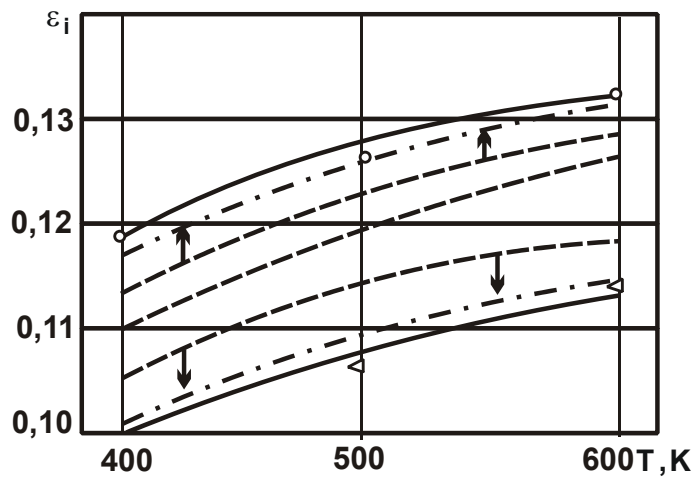
$$F' = \left[ 1 + 1,25\pi^2 \cdot n^2 \cdot R_a \right]^{-1} \cdot \left( 1 - \frac{R_a}{2H_{i.min}} \right), \quad (2.96)$$

де  $n$  – кількість кроків нерівностей відносно відсічення кроку, 1/мкм;

$H_{i,min}$  – відхилення ординати за найбільшою западиною профілю шорсткості поверхні, мкм.



а



б

**Рис. 2.17. Профілограма поверхні зразка, виготовленого з копелі [4]: ГЗ 400; ВЗ 20 000 (а), і графік (б) зміни коефіцієнта випромінювання поверхні зразків з різними значеннями чинника шорсткості поверхні**

Умовні позначення: штрих-пунктирна лінія отримана розрахунковим шляхом з урахуванням залежності (2.88).

Значення параметрів поверхні, які розраховані за залежністю (2.96), подані в табл. 2.8.

Таблиця 2.8

**Значення параметрів поверхні зразка із латуні Л63**

№	$R_a$ , мкм	$n$ , мкм <sup>-1</sup>	$F_j$	$F$	$H_{i,min}$ , мкм	$F'_j$	$F'$
1	0,45	0,015	0,999	0,999	1,1	0,799	0,795

На графіку (див. рис. 2.17б) наведено результати експерименту [4] і стрілкою показано зазначений напрямок переміщення кривих.

Як видно, у кожному разі урахування форми нерівностей за залежністю (2.96) зменшує розбіжність між дослідними та розрахунковими значеннями коефіцієнта випромінювання (розбіжність між ними не перевищує 2 %).

## **2.7. Теоретичне обґрунтування зв'язку геометричних характеристик світловідбивальних поверхонь із експлуатаційними властивостями довгомірних трубчастих елементів**

Заслуговує на увагу теоретичний аналіз умов зменшення температурного вигину довгомірних трубчастих елементів. Для цього слід прийняти наступні допущення [117]:

1) нагрівання довгомірного трубчастого елемента відбувається за рахунок теплового потоку, що йде від випромінювача;

2) товщина стінок мала порівняно з відстанню між ними (діаметр перетину  $2,4 \cdot 10^{-2}$  м), тому температуру прийнято постійною за товщиною стінок;

3) зазор у місці перекриття кромки довгомірного трубчастого елемента малий, порівняний з товщиною стінки перетину. Променистий теплообмін між поверхнями в цій області відбувається за законом для двох нескінченних паралельних площин. Середню лінію перетину можна вважати окружністю з постійним радіусом;

4) розподіл температури в перетинах довгомірного трубчастого елемента впродовж довжини однаковий, вплив природи матеріалу та кінців стінок не враховується;

5) фізичні величини  $\lambda$ ,  $c$  і  $\rho$  (коефіцієнт теплопровідності, теплоємності та щільності матеріалу штанги) слід вважати постійними та незалежними від координат і температури (матеріал однорідний та температурний інтервал порівняно невеликий).

Через симетричність перетину достатньо розглянути напрямок теплового потоку за зміною кута  $\theta$  від 0 до  $\pi$  і кута  $\alpha$  від 0 до  $\pi/2$  (рис. 2.18). Очевидно, що  $\max(T_2 - T_1)$  має місце за умов  $\theta = \pi/2$  й  $\alpha = \pi/2$ .

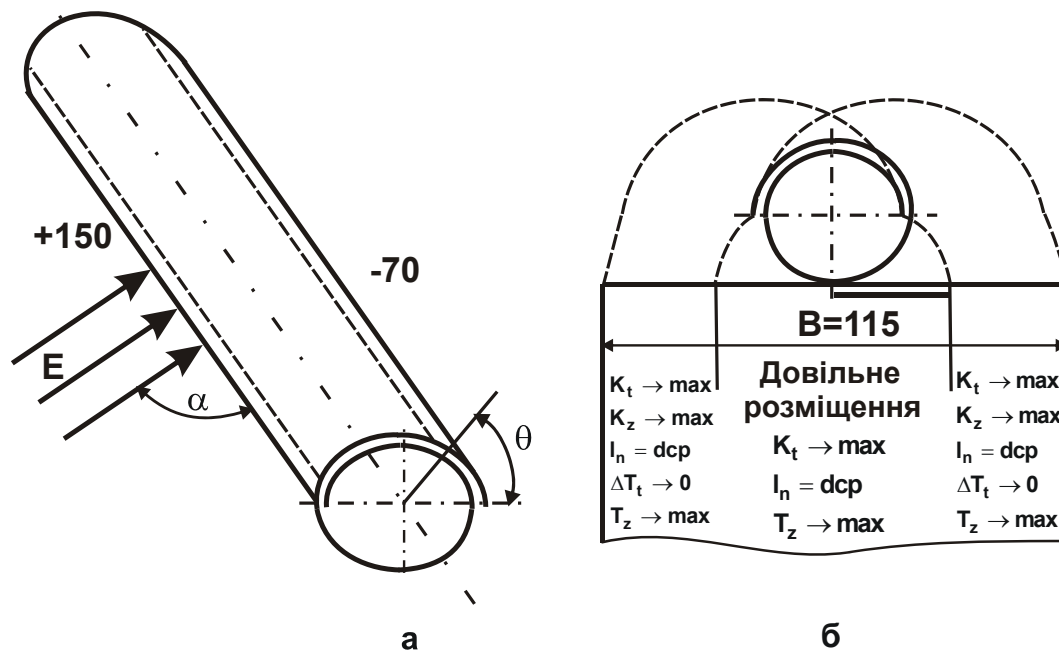


Рис. 2.18. Напрямок світлового потоку (а) і розгорнення перетину штанги (б) з умовами розміщення отворів

Необхідно розв'язати наступне завдання: знайти максимальну різницю температур і звести її до мінімуму:

$$\max(T_2 - T_1) \rightarrow \min \theta, \alpha. \quad (2.97)$$

Рішення такого завдання слід базувати на моделі наближення до сірого тіла, для якого коефіцієнт чорності передбачається постійним у діапазоні довжин хвиль, що охоплюють максимум інтенсивності випромінювання для температури джерела 5 800 К. Енергетичний спектр світлового випромінювання аналогічний спектру випромінювання абсолютно чорного тіла (рис. 2.19а). Як відомо з роботи [45], нестационарне температурне поле описують одномірним рівнянням теплопровідності:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \alpha \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2}, \quad (2.98)$$

де  $T$  – поточна температура в довільній точці;

$\tau$  – час протікання процесу;

$\theta$  – поточна координата;

$\alpha = \lambda / c \cdot \rho$  – коефіцієнт температуропровідності матеріалу стінки;

$\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу стінки.

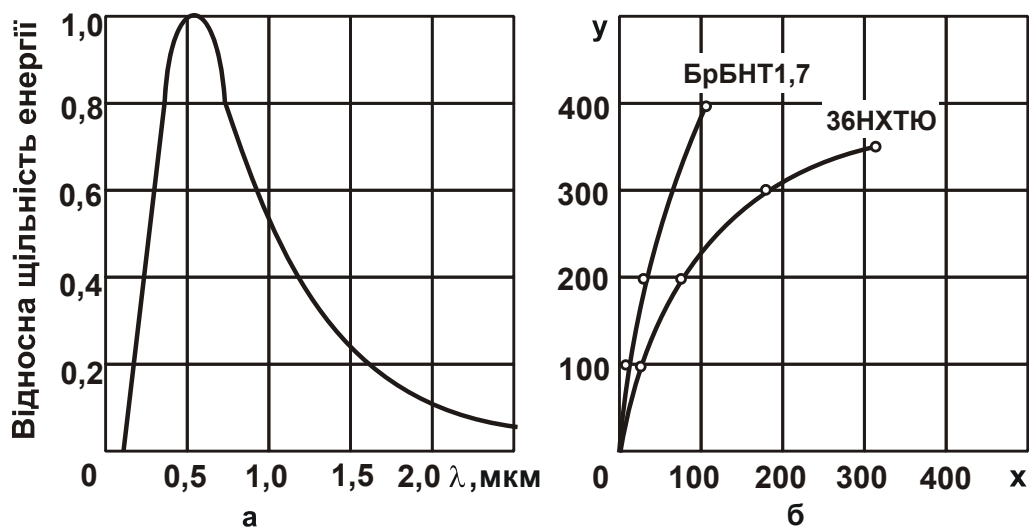


Рис. 2.19. Енергетичний спектр випромінювання абсолютно чорного тіла за температурою 5 800 К (а) і залежність прогину штанги у від її довжини (б)

Умови обробки: (а) –  $\lambda \leq 0,35$  мкм – ультрафіолетова область спектра;  $0,35 < \lambda < 0,75$  мкм – видима область спектра (50 %);  $\lambda \geq 0,75$  мкм – інфрачервона область спектра (50 %); б – штанги зі сплаву марок: БрБНТ1,7 (1) і 36НХТЮ (2).

Для перетину довгомірного трубчастого елемента інтенсивність теплового потоку усередині матеріалу стінки можна подати у вигляді, наведеному в роботі [25]:

$$q_1 = \frac{4\lambda \cdot t}{D^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2}. \quad (2.99)$$

Інтенсивність теплового потоку на поверхні довгомірного трубчастого елемента наступна:

$$q_2 = E_{\text{пад}} \cdot A_s \cdot \frac{F_N}{F_{\text{ш}}} \cdot \cos \alpha = E_{\text{пад}} \cdot A_s \cdot \frac{F_N}{F_{\Gamma}} \cdot F \cdot \cos \alpha, \quad (2.100)$$

де  $E_{\text{пад}}$  – щільність падаючого потоку сонячних променів, Вт/м<sup>2</sup>;

$F_N = D \cdot \Delta \ell$ ,  $F_{\Gamma} = \frac{\pi D}{2} \Delta \ell$  – проекція поверхні, що опромінюється, на площину, нормальну відносно падаючого випромінювання, і гладка поверхня, що опромінюється, відповідно.

У початковій точці інтенсивності теплових потоків рівні ( $q_1 = q_2$ ):

$$\frac{2}{\pi} \cdot F \cdot E_{\text{пад}} \cdot A_s \cdot \cos \alpha = \frac{4\lambda t}{D^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2}. \quad (2.101)$$

Як видно, змінюючи шорсткість поверхні, можна змінити температуру на поверхні довгомірного трубчастого елемента (ліва частина рівняння). На ефект передачі частини енергії, що поглинається, на протилежний бік перетину довгомірного трубчастого елемента можна впливати зміною розмірів діаметра  $D$  і товщини матеріалу  $t$  довгомірного трубчастого елемента, а також шляхом вибору матеріалу (права частина рівняння).

Таким чином, інтенсивність зміни температури (у просторових координатах) залежить від геометричних розмірів перетину довгомірного трубчастого елемента, шорсткості поверхні та характеристики матеріалу:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} = \frac{D^2 \cdot F}{2\pi \cdot \lambda \cdot t} = E_{\text{пад}} \cdot A_s \cdot \cos \alpha. \quad (2.102)$$

За інтенсивністю зміни температури можна оцінити максимальний температурний диференціал:

$$\frac{\partial T}{\partial \theta} \bigg|_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{3\pi}{2}} = \frac{D^2 F}{2\lambda t} \cdot E_{\text{пад}} \cdot A_s \cdot \cos \alpha. \quad (2.103)$$

За умовою значення чинника шорсткості  $F = 0,5$  рівняння (2.103) узгодиться з даними, наведеними в роботі [192].

Деформація вигину довгомірного трубчастого елемента під час дії теплового потоку в роботі [192] апроксимується наступним рівнянням:

$$x = \frac{D}{\Delta T \cdot \alpha_\ell} \cdot \ln \cos \frac{\Delta T \cdot \alpha_\ell}{D} \cdot y, \quad (2.104)$$

де  $\alpha_\ell$  – коефіцієнт теплового лінійного розширення.

На рис. 2.19б наведена розрахункова залежність вигину довгомірного трубчастого елемента  $x$  від його довжини  $y$ . Розрахунок виконаний за рівнянням (2.104).



Слід зазначити, що вигин довгомірного трубчастого елемента зі стрічки сплаву марки БрБНТ1,7 значно менший. У значній мірі величина вигину залежить від поглинальної здатності поверхні й інших теплофізичних характеристик матеріалу –  $\lambda$  і  $\alpha_\ell$ .

Для розрахунку теплового вигину використані наступні вихідні значення:  $D = 0,024$  м;  $t = 0,00015$  м;  $E_{\text{пад}} = 1\,550$  Вт/м<sup>2</sup>;  $\alpha = 0$ , а також теплофізичні характеристики [108]:

БрБНТ1,7:  $\lambda = 200$ Вт/м<sup>2</sup> · град.;  $\alpha_\ell = 15,8 \cdot 10^{-6}$  1/град.;

36НХТЮ:  $\lambda = 35$ Вт/м<sup>2</sup> · град.;  $\alpha_\ell = 9,8 \cdot 10^{-6}$  1/град.

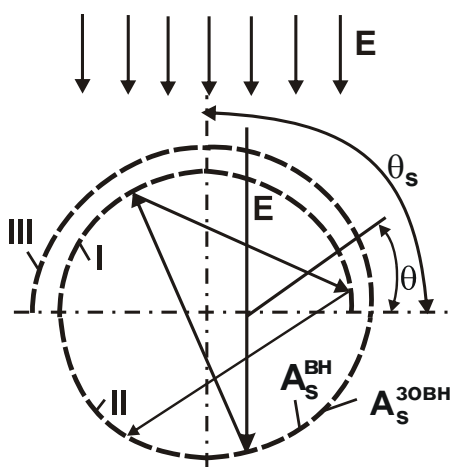


Рис. 2.20. Перетин трубчастого елемента з отворами

Важливо розглянути поведження довгомірного трубчастого елемента з отворами.

Перетин довгомірного трубчастого елемента в цьому випадку складається умовно із трьох ділянок (рис. 2.20), які перебувають у різних умовах теплообміну I ( $0 < \theta < \pi$ ), II ( $\pi < \theta < 2\pi$ ) і III ( $0 \leq \theta \leq \pi$ ). Для кожної ділянки необхідно встановити рівняння, які пов'язують температури  $T_1$ ,  $T_2$  і  $T_3$  для значень  $\theta = \pi/2$  і  $3\pi/2$  (гірші випадки впливу теплового потоку). Ці рівняння можна отримати з умови теплового балансу трьох ділянок перетину стержня. Тепловий

баланс на стінці слід подати у вигляді рівняння (1.1) [147]. Слід розглянути тепловий баланс на стінках I – I, II – II, III – III за умови  $\theta_s = \pi/2$ .

За умови сталого стану рівноваги кількість променистої енергії, що поглинається стінками I – I і III – III, і кількість енергії, що випромінюється цими стінками в простір і між собою, рівні:

$$A^{\text{зовн}} \cdot E_{\text{пад}} \cdot (S_N^{\text{заг}} - S_N^{\text{отв}} \cdot K_3) + A^{\text{вн}} \cdot E_{\text{перевипром}}^{\text{II-I}} \cdot (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} \cdot K_3) = \xi_{\text{нор}} \cdot C_o \times$$

$$\times (S_{\text{заг}} - S_{\text{заг}} \cdot K_3) \cdot \left(\frac{T_{\text{III}}}{100}\right)^4 + K_o \xi_{\text{вн}} \cdot C_o (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} \cdot K_3) \cdot \left(\frac{T_I}{100}\right)^4 +$$

$$+ \xi_{\text{пр}} \left[ \left(\frac{T_{\text{III}}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_I}{100}\right)^4 \right] \cdot C_o \cdot [S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} (3 - 2K_3)], \quad (2.105)$$

де  $K_o$  – коефіцієнт, що враховує відбиті теплові потоки;

$$K_3 = \frac{S_N^{\text{OTB}} - S_N^{\text{ППП}}}{S_N^{\text{OTB}}} - \text{коефіцієнт, що враховує розбіжність отворів у}$$

місці перекриття, може змінюватися в межах ( $0 \leq K_3 \leq 1$ );

$S_N^{\text{ППП}}$  – площа перекриттів перемичок внутрішньої кромки отворами зовнішньої;

$S_N^{\text{заг}}$  – проекція загальної поверхні опромінення на площину, нормальну згідно з падаючим випромінюванням;

$S_N^{\text{OTB}}$  – проекція площі отворів на зовнішньому краї перетину;

$E_{\text{перевипром}}^{\text{II-I}}$  – доля потоку променів, що перевипромінюються, Вт/м<sup>2</sup>.

Відношення  $T_I / T_{III}$  – це коефіцієнт теплопередачі випромінюванням крізь зазор  $\alpha$ , тобто  $T_I / T_{III} = \alpha$ . Тоді залежність (2.98) набуває вигляду:

$$\begin{aligned} & A_{\text{зовн}} \cdot E_{\text{пад}} (S_N^{\text{заг}} - S_N^{\text{OTB}} \cdot K_3) + A_{\text{вн}} \cdot E_{\text{перевипром}}^{\text{II-I}} (S_{\text{заг}} - S_{\text{заг}} \cdot K_3) = \\ & = \left[ \xi^{\text{зовн}} \cdot C_0 (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} \cdot K_3) \right] + K_0 \xi C_0 (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} \cdot K_3) \alpha^4 + \\ & + \frac{1}{\frac{1}{\xi^{\text{зовн}}} + \frac{1}{\xi^{\text{вн}}} - 1} \cdot C_0 \left\{ [S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} (3 - 2K_3)] (1 - \alpha^4) \right\} \left( \frac{T_{III}}{100} \right)^4. \end{aligned} \quad (2.106)$$

Температуру стінки III – III можна подати рівнянням:

$$T_{III} = 100 \sqrt[4]{\frac{A_{\text{зовн}} \cdot E_{\text{пад}} (S_N^{\text{заг}} - S_N^{\text{OTB}} \cdot K_3) + A_{\text{вн}} \cdot E_{\text{перевипром}}^{\text{II-I}} (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} K_3)}{\xi^{\text{зовн}} \cdot C_0 (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} K_3) + K_0 \xi_{\text{вн}} C_0 (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} K_3) \alpha^4 + \frac{1}{\frac{1}{\xi^{\text{зовн}}} + \frac{1}{\xi^{\text{вн}}} - 1} \cdot C_0 [S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}} (3 - 2K_3)] (1 - \alpha^4)}}}. \quad (2.107)$$

Тепловий баланс для стінки II – II описують рівнянням:

$$\begin{aligned} & A_{\text{вн}} \cdot E_{\text{пад}} \cdot S_N^{\text{OTB}} \cdot K_2^N \cdot K_3^N + A_{\text{вн}} \cdot E_{\text{перевипром}}^{1-2} \cdot (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}}) = \\ & = K_0 \cdot \varepsilon_{\text{вн}} \cdot C_0 \cdot (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}}) \cdot \left( \frac{T_{II}}{100} \right)^4 + \xi^{\text{зовн}} C_0 (S_{\text{заг}} - S_{\text{отв}}) \left( \frac{T_{II}}{100} \right)^4. \end{aligned} \quad (2.108)$$

Температуру стінки II – II можна подати рівнянням:

$$T_{II} = 100 \cdot \sqrt[4]{\frac{A_{ВН} \cdot E_{пад} \cdot S_N^{отв} \cdot K_2^N \cdot K_3^N + A_{ВН} \cdot E_{перевипром}^{I-II} (S_{заг} - S_{отв})}{K_0 \cdot \xi_{ВН} \cdot C_0 (S_{заг} - S_{отв}) + \xi_{зовн} C_0 (S_{заг} - S_{отв})}}. \quad (2.109)$$

Використовуючи відношення (2.104) і (2.105), отримано:

$$\begin{aligned} & \frac{A_{зовн}}{A_{ВН}} \cdot \frac{\left( S_N^{заг} - S_N^{отв} \cdot K_3 \right) + \frac{E_{перевипром}^{I-II}}{E_{пад}} (S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3)}{S_N^{отв} \cdot K_2^N \cdot K_3^N + \frac{E_{перевипром}^{I-II}}{E_{пад}} (S_{заг} - S_{отв})} = \\ & = \frac{\xi_{зовн} \cdot C_0 (S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3) + K_0 \cdot \xi_{ВН} \cdot C_0 (S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3) \alpha^4}{\xi_{зовн} \cdot C_0 (S_{заг} - S_{отв}) + K_0 \cdot \xi_{ВН} (S_{заг} - S_{отв}) \cdot C_0} + \\ & + \frac{1}{\frac{1}{\xi_{зовн}} + \frac{1}{\xi_{ВН}} - 1} C_0 [S_{заг} - S_{отв} (3 - 2K_3)] (1 - \alpha^4). \quad (2.110) \end{aligned}$$

Після перетворень і скорочень рівняння (2.106) набуде вигляду:

$$\frac{\frac{A_{зовн}}{A_{ВН}} + \frac{K_E}{F_{S1}}}{K_1^N \cdot K_2^N \cdot K_3^N + \frac{K_E}{F_{S2}}} = \frac{1 + K_0 \cdot \frac{\xi_{ВН}}{\xi_{зовн}} \alpha^4 + \frac{1}{1 + \frac{\xi_{зовн}}{\xi_{ВН}} - \xi_{зовн}} \cdot F_{Sф.н} (1 - \alpha^4)}{F_{Sn} + K_0 \cdot \frac{\xi_{ВН}}{\xi_{зовн}} \cdot F_{Sn}}, \quad (2.111)$$

де  $F_{S1} = \frac{S_{заг}^N - S_{отв}^N \cdot K_3^N}{S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3}$  – чинник, що враховує ефективну нормальну

площу поверхні усередині перетину стержня на ділянці перекриття;

$F_{S2} = \frac{S_{заг}^N - S_{отв}^N \cdot K_3^N}{S_{заг} - S_{отв}}$  – чинник, що враховує ефективну нормальну

площу поверхні усередині перетину стержня на ділянці без перекриття;

$K_E = \frac{E_{перевипром}}{E_{пад}}$  – коефіцієнт, що враховує частку потоку променів

усередині перетину стержня;

$$F_{sn} = \frac{S_{заг} - S_{отв}}{S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3} - \text{чинник, що враховує ефективну повну площу}$$

перемичок на зовнішньому боці стосовно перекриття кромки;

$$F_{S_{ф-п}} = \frac{S_{заг} - S_{отв}(3 - 2K_3)}{S_{заг} - S_{отв} \cdot K_3} - \text{чинник, що враховує ефективну повну}$$

площу перекриття перемичок на фронтальній та тінювих ділянках перетину стосовно площі перекриття перемичок в області перекриття кромки I – III (див. рис. 2.20).

Позначаючи праву частину рівняння (2.111) параметром  $B$ , рівняння (2.111) набуде вигляду:

$$\frac{A_{S_{зобвн}}}{A_{S_{бвн}}} = B \left( K_1^N \cdot K_2^N \cdot K_3^N + \frac{K_E}{F_{S_2}} \right) - \frac{K_E}{F_{S_1}}. \quad (2.112)$$

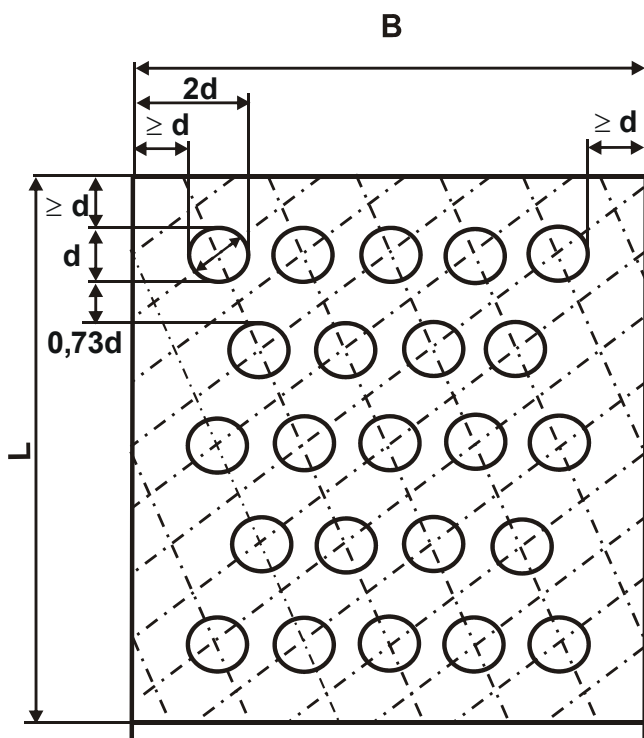


Рис. 2.21. Розгорнення трубчастого елемента

Аналіз залежності (2.112) показує, що відношення поглинальної здатності зовнішньої поверхні до внутрішньої поверхні буде залежати від багатьох чинників і в першу чергу: від коефіцієнта використання площі розгорнення; від умов перекриття кромки отворів у місці перекриття та між фронтальною та тінювою ділянками перетину (рис. 2.21); від ефективної доставки частки падаючого випромінювання на тінювий бік перетину; від відношення коефіцієнтів випромінювання внутрішньої й зовнішньої поверхні штанги між фронтальною та тінювою ділянками й у за-

зорі на перекриття. За умови відсутності перекриття перемичок отворами в області перекриття, а також якщо зовнішня та внутрішня ділянки в місцях перекриття в зазорі характеризується однаковою випромінювальною здатністю, вираження спроститься:

$$\frac{A_{S_{30BH}}}{A_{SBH}} = K_1^N \cdot K_2^N, \quad (2.113)$$

Враховуючи, що  $\frac{\xi_{BH}}{\xi_{30BH}} \rightarrow 1$ ;  $\alpha \rightarrow 1$ ;  $F_{S_{\phi.n}} \rightarrow 1$ ;  $F_{S_n} \rightarrow 1$ ; то  $K_3 \rightarrow 1$ ;

$$F_{s_1} \rightarrow F_{s_2}.$$

У результаті параметр В приймає значення, дорівнене 1, або

$$\frac{A_{S_{30BH}}}{A_{SBH}} = K_1^N \cdot K_2^N = \frac{S_N^{nnn}}{S_N^{заг} - S_N^{отв}}, \quad (2.114)$$

тобто відношення коефіцієнтів поглинання зовнішньої до внутрішньої поверхні перетину прямо пропорційне частині площі перекритої поверхні перемичок на тіньовому боці стосовно загальної площі перемичок на фронтальній стороні перетину.

За умови повного перекриття поверхні перемичок тіньового боку отворами фронтальної ділянки, величина  $K_2^N$  прагне до 1 і рівняння (2.114) можна подати у вигляді:

$$\frac{A_{S_{30BH}}}{A_{SBH}} = \frac{1}{F'_{30BH}} \cdot \frac{S_{отв}}{S_{заг} - S_{отв}}, \quad (2.115)$$

де  $F'$  – критерій шорсткості поверхні.

Оптимальною умовою роботи довгомірного трубчастого елемента буде сприйняття енергії падаючого випромінювання, якщо  $\theta_s = 1,5\pi$ . Аналогічно отримано рівняння зв'язку між відношенням коефіцієнтів поглинання  $A_{S_{30BH}}/A_{SBH}$  і геометричними чинниками  $F$ ,  $K_1^N$  і  $K_2^N$ :

$$\frac{A_{S_{30BH}}}{A_{SBH}} = \frac{F_{BH}}{F_{30BH}} \cdot K_1 \cdot K_2. \quad (2.116)$$

Таким чином, теоретично обґрунтований зв'язок геометричних характеристик світловідбивальних поверхонь із експлуатаційними властивостями довгомірних трубчастих елементів.

## Висновки до розділу 2

Розроблено нову математичну модель формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки з урахуванням хаотичного та різновисотного розташування абразивних зерен на робочій поверхні інструмента, зношування зерен і їх імовірнісної участі в зніманні оброблюваного матеріалу під час різання. Ця математична модель дозволяє достатньо спрощено з позиції теорії ймовірностей визначити параметри шорсткості й узгодити їх з оптичними характеристиками поверхні. Розроблена математична модель формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки є подальшим розвитком відомого та широко застосовуваного на практиці теоретико-ймовірнісного підходу визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні для умов процесу шліфування, запропонованого А. В. Корольовим і Ю. К. Новосьоловим.

Аналітично описана відносна опорна довжина профілю поверхні, яка сформована в процесі абразивної обробки, з урахуванням зношування різальних зерен. Це дозволило теоретично визначити межі зміни відношення середньоарифметичного відхилення профілю до максимального значення висотного параметра шорсткості поверхні ( $R_a/R_{max}$ ). Показано, що в загальному випадку відношення  $R_a/R_{max}$  змінюється в достатньо широких межах:  $0 \dots 0,29$ . Причому у міру зношування різальних зерен відношення  $R_a/R_{max}$  зменшується, що узгоджується із практикою абразивної обробки.

Аналітично описана відносна довжина профілю обробленої поверхні та показано, що вона цілком однозначно визначається відношенням  $R_a/R_{max}$ . Це вказує на важливу роль відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  для оцінювання умов формування поверхні в процесі абразивної обробки.

Аналітично встановлено, що зв'язок між шорсткістю й оптичними характеристиками поверхні виражається за допомогою відносної довжини профілю та відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$ . Виходячи із цього, доведено, що оптичні характеристики поверхні визначаються не тільки параметрами шорсткості  $R_a$  і  $R_{max}$  (як прийнято вважати на практиці), а головним чином їх відношенням  $R_a/R_{max}$ , яке змінюється в широких межах. Це вказує на існування можливостей підвищення світловідбивальної здатності поверхонь і експлуатаційних властивостей тон-

костінних деталей, які працюють в умовах світлової дії, за рахунок застосування ефективних технологічних методів механічної та фізико-технічної обробки.

Аналітично встановлено, що відносна довжина профілю обробленої поверхні (визначається відношенням параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$ ) пов'язана обернено пропорційною залежністю з чинником шорсткості – параметром, який використовується у науково-технічній літературі для аналізу зв'язку шорсткості й оптичних характеристик світловідбивальних поверхонь деталей.

Введено новий параметр для оцінювання шорсткості світловідбивальних поверхонь – критерій шорсткості, заснований на використанні умови енергетичної рівноваги регулярного або нерегулярного профілю, який утворюється в процесі обробки поверхні. Доведено, що три вказані параметри: відносна довжина профілю, відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  і критерій шорсткості – аналітично пов'язані між собою й у сукупності дають достатньо повне фізичне уявлення про зв'язок шорсткості з оптичними характеристиками поверхні, а також дозволяють науково обґрунтовано підійти до вибору оптимального методу обробки світловідбивальних поверхонь.

Розроблено нову методику розрахунку критерію шорсткості за умови енергетичної рівноваги профілю поверхні (регулярного або нерегулярного), який утворюється в процесі обробки. Її сутність зводиться до визначення координат умовного центра ваги площі, обмеженої лінією профілю шорсткої поверхні та середньою лінією. Для розрахунку спрощених типових (регулярних) профілів отримані інженерні формули.

Теоретично встановлено, що зі зменшенням відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  критерій шорсткості поверхні збільшується, а відносна довжина профілю зменшується. Відповідно, коефіцієнти випромінювання та поглинання шорсткої поверхні зменшуються, а коефіцієнт відбиття збільшується. Отже, з погляду поліпшення оптичних характеристик оброблюваних поверхонь необхідно відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  і відносну довжину профілю зменшувати, а критерій шорсткості збільшувати.

Отримано розв'язання рівняння теплопровідності для одномірного нестационарного температурного поля, яке формується в штанзі, що виготовлена з тонкостінної пружної стрічки та працює в умовах дії світлового потоку.

# Розділ 3. Експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні й її зв'язку з оптичними характеристиками

## 3.1. Методика проведення експериментів, використовуване встаткування, інструменти й апаратура

Вибір матеріалів зразків виконували за умови, що вони повинні бути найпоширеніші в промисловості, за конструкцією та розмірами відповідати мінімальним витратам на виготовлення, а також відповідати поставленим завданням досліджень.

З аустенітних сплавів найбільш широке поширення отримали сплави EI702 (36НХТЮ), ЕП 51 (36НХТЮМ5), ЕП 52 (36НХТЮМ8), К40НХМВ і К40НХМВТЮ.

Зі сплавів на мідній основі, які застосовуються для виготовлення довгомірних трубчастих елементів, найбільш відомими є бронзи БрБ2, БрБ2,5, БрБНТ1,7, БрБНТ1,9 [108]. Берилієві бронзи не можуть бути використані в умовах нагрівання вище 423 К (150 °С), тому що відбувається зниження пружних властивостей їх матеріалу. Натурними зразками є довгомірні трубчасті елементи зі стрічок сплавів марок 36НХТЮ, БрБНТ1,7 і БрБНТ1,9 (рис. 3.1).

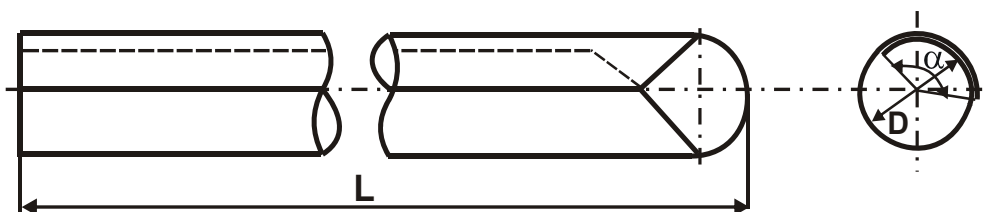


Рис. 3.1. Довгомірний трубчастий елемент

Фізико-механічні характеристики прийнятих для дослідження сплавів наведені в табл. 3.1 і 3.2.

Експериментальні дослідження проводилися на зразках, виготовлених з найпоширеніших в промисловості матеріалів: АМг3, АМг4, АМг6, 36НХТЮ, БрБ2, БрБНТ1,9, БрБНТ1,7, ВТ14. Ціллю експериментальних досліджень є обґрунтування результатів теоретичних досліджень зі



встановлення зв'язку шорсткості з оптичними характеристиками оброблених поверхонь; визначення впливу різних методів і умов обробки на шорсткість і оптичні характеристики поверхонь; з вибору раціональних методів і режимів обробки для забезпечення заданої світловідбивальної здатності оброблюваних поверхонь.

Таблиця 3.1

### Механічні властивості сплавів

Марка сплаву	Механічні властивості				
	Модуль пружності, Н/мм <sup>2</sup>	Межа міцності, Н/мм <sup>2</sup>	Межа пружності, Н/мм <sup>2</sup>	Межа текучості, Н/мм <sup>2</sup>	Відносне подовження, %
36НХТЮ	2 000	12 – 16	7,7 – 10	13 – 14	5 – 12
БрБ2	1 400	13 – 14	7 – 8	12,5	1 – 2,5
БрБНТ1,9	1 400	12,5	7,5 – 10,6	10	1,5
БрБНТ1,7	1 245	11	–	–	1,7 – 3,5

Таблиця 3.2

### Фізичні властивості сплавів

Марка сплаву	Фізичні властивості				
	Твердість за Віккерсом, HV	Питома вага, Н/мм <sup>3</sup>	Коефіцієнт лінійного розширення, Н/мм <sup>2</sup>	Питомий електроопір, $\frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$	Питома теплопровідність, $\frac{\text{кал}}{\text{см} \cdot \text{с} \cdot \text{град}}$
36НХТЮ	330 – 350	790	12 – 14	0,9 – 1	–
БрБ2	360	825	17,6	0,008 – 0,068	0,18 – 0,25
БрБНТ1,9	360	825	17,6	0,085	0,25
БрБНТ1,7	340	825	17,6	0,067	0,25

Методика експериментальних досліджень передбачає: вибір матеріалів, конструкцій зразків і натурних деталей; вибір умов і режимів обробки зразків; підготовку зразків до експериментів; визначення параметрів якості їх обробки різними методами; визначення помилок виміру; оцінювання отриманих результатів методами математичної статистики. Експериментальні дослідження проводили з використанням пристроїв для підготовки поверхонь зразків за заданими параметрами шорсткості.

### 3.1.1. Використовувані оброблювані матеріали, методи та режими обробки

**Розміри та властивості матеріалу зразків.** Загальний вигляд зразка розміром 50×50×3 мм, призначеного для обробки різними методами, показаний на рис. 3.2. Вибір конструкції зразка обґрунтований необхідністю мати поверхню для вимірювання оптичних характеристик (вікно для вимірювань діаметром 25 мм). Крім цього, для досліджень механічних властивостей матеріалів, а також шорсткості й оптичних характеристик

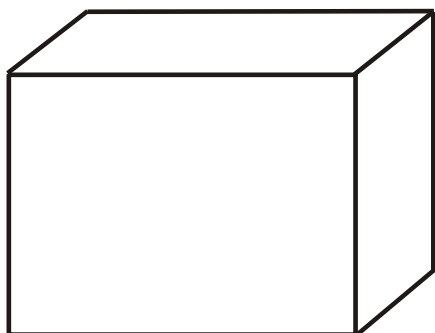


Рис. 3.2. Ескіз досліджуваного зразка 50×50×3 мм

поверхонь до й після їх обробки використовували зразки зі стрічок пружинних сплавів марок 36НХТЮ та БрБНТ1,7 різної товщини. Для виготовлення зразків із стрічок різної товщини із хромонікелевих і мідно-берилієвих сплавів, використовуваних у процесі виготовлення довгомірних трубчастих елементів, розроблена конструкція та виготовлений шестивалковий прокатний стан. Хімічний склад і механічні властивості матеріалу зразків наведені в табл. 3.3 і табл. 3.4.

Таблиця 3.3

#### Хімічний склад і механічні властивості матеріалу зразків

Марка сплаву	Хімічний склад, %			Механічні властивості	
	A <sub>1</sub>	V	Mo	Тимчасовий опір $\sigma_B$ , Н/мм <sup>2</sup>	Відносне подовження, %
BT14	3,5 – 6,3	0,9 – 1,9	2,5 – 3,8	12	6

Таблиця 3.4

#### Хімічний склад і механічні властивості алюмінієвого сплаву АмГЗ

Хімічний склад, %	Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Zn	Ti
		< 0,1	3,2 – 3,8	0,3 – 0,6	0,5 – 0,8	< 0,5	< 0,2
Механічні властивості	$\sigma_B$ , Н/мм <sup>2</sup>			$\sigma$ , %			
	1,8			13			

### **Використовувані встаткування, інструменти й умови обробки.**

Методи та режими обробки досліджуваних матеріалів установлювали на основі узагальнення досвіду роботи підприємств галузей, які використовують дані матеріали, а також з урахуванням рекомендацій, наведених у літературних джерелах [8; 32; 42; 43; 81; 89; 100; 113; 119; 153].

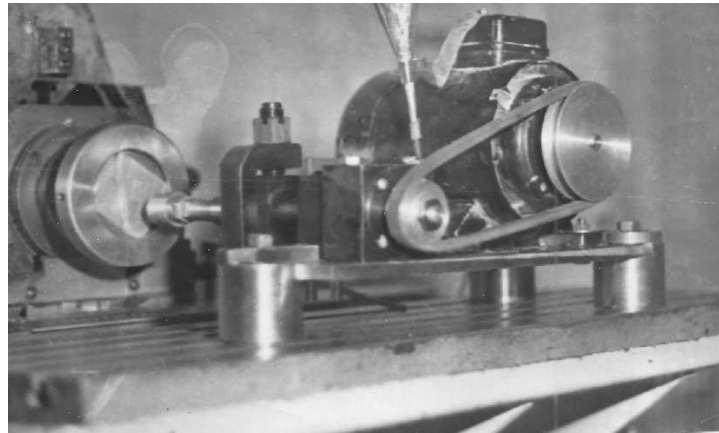
*Обробка різанням:* Точіння із заданими режимами виконували на токарному верстаті моделі 1К62. Точіння зразків з алюмінієвих сплавів здійснювали різцями зі швидкорізальної сталі та твердих сплавів (ВК3, ВК4) із застосуванням масляної мастильно-охолоджувальної рідини (ОСМ-3). Тонке точіння зразків з алюмінієвих сплавів здійснювали різцем із природного алмаза без застосування мастильно-охолоджувальної рідини з режимом різання: швидкість різання 400 м/хв; подача 0,02 мм/об.; глибина різання 0,01 мм. Обробку титанових сплавів виконували різцями, оснащеними пластинками із твердого сплаву ВК8. Геометрія різців залишалася постійною та характеризувалася наступними параметрами: передній та задній кути  $\gamma = \alpha = 10^\circ$ ; головний та допоміжний кути в плані:  $\varphi = 90^\circ$  і  $\varphi_1 = 15^\circ$ ; кут нахилення різальної кромки  $\lambda = 0$ ; радіус вершини  $R = 2$  мм; радіус округлення різальної кромки  $r = 0,05$  мм.

Для обробки точінням зразків зі сталі 40Х ДСТ 4543-71 використовували прохідний різець (матеріал різальної кромки – Р6М5). З урахуванням матеріалу заготовки та діаметра обробки обрані наступні режими різання [32]: швидкість різання  $V = 200$  м/хв; подача  $S = 0,1$  мм/хв; глибина різання  $t = 0,5$  мм. Геометричні характеристики інструменту: головний та допоміжний кути у плані, відповідно,  $\varphi = 45^\circ$  і  $\varphi_1 = 45^\circ$ ; кут нахилення різальної кромки  $\lambda = 0$ ; радіус вершини  $R = 2$  мм; радіус округлення різальної кромки  $r = 0,05$  мм. Зразки фрезерували на горизонтально-фрезерних верстатах моделі 6М82 (зустрічне фрезерування) з охолодженням емульсією. Застосовувалася циліндрична прямозубцева фреза зі швидкорізальної сталі Р6М5 діаметром 60 мм, кількість зубців 16, кути  $\gamma = \alpha = 10^\circ$ .

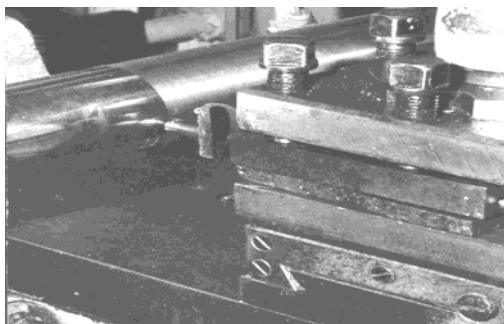
Шліфування зразків здійснювали абразивними кругами з характеристикою 24А 16 М2 8К5/ПСС 40 15 на плоскошліфувальному верстаті моделі 372М з охолодженням емульсією.

Для вигладжування плоских і циліндричних поверхонь зразків виготовлені спеціальні пристрої (рис. 3.3 і 3.4) з використанням змінних накопичувачів з полікристалічного синтетичного надтвердого матеріалу АСПК (нормаль ВНДІАлмаз 0Н–037–103–67) і кулі зі сталі ШХ–15 діаметром

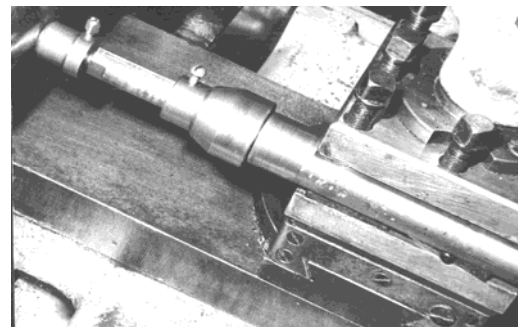
5 ... 8 мм, які можна установлювати на стіл фрезерного або токарного верстата. Технічні характеристики пристрою для вібровигладжування (рис. 3.3) наступні: частота коливань інструментальної головки 0 ... 5 кГц; форма коливань – синусоїдальна; амплітуда коливань 0 ... 7 мм; радіальне зусилля 0 ... 2,5 Н.



**Рис. 3.3. Пристрій для оздоблювально-зміцнювальної обробки плоских поверхонь на фрезерному верстаті моделі 676**



а



б

**Рис. 3.4. Вигладжування зовнішньої циліндричної поверхні на верстаті моделі 1К62**

Режими обробки в процесі вигладжування поверхонь зразків з алюмінієвих сплавів (наконечники з АСПК із радіусом 3 мм) (рис. 3.4 і 3.5): швидкість вигладжування 80 ... 100 м/хв; подача 0,04 мм/об.; радіальне зусилля 1,2 Н.

Абразивне полірування зразків з алюмінієвих, хромонікелевих і мідно-берилієвих сплавів здійснювали на полірувальних верстатах фетровими та повстяними кругами з наклеєним абразивним зерном і рідкою суспензією, а також на віброполірувальному верстаті абразивною пастою на скляному притиранні.

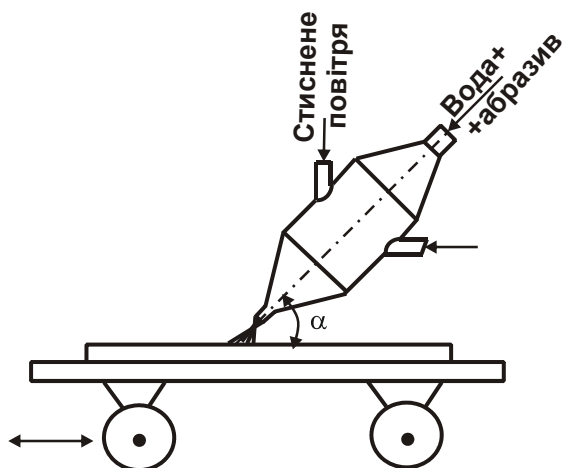


Рис. 3.5. **Схема установки для гідроабразивної обробки зразків**

Для полірування використовували абразивну суспензію, яка складається з карбіду кремнію й електрокорунду зернистістю 1 ... 3 мкм, дистильованої води та добавок сульфамінових з'єднань типу ОП-10. Обробку виконували також пастами на основі окису хрому й алмазного мікропорошку АСМ 2/1 і АСМ 3/2.

Електроерозійну обробку здійснювали на спеціальному верстаті мідними електродами в гасі та дистильованій воді.

Електрохімічне полірування хромонікелевих сплавів здійснювали в електроліті наступного складу, г/л.:

ортофосфорна кислота ДСТ 10678–63 (щільність 1,55 ... 1,7) – 700 ... 1 100;

сірчана кислота ДСТ 2184–67 (щільність 1,82 ... 1,84) – 230 ... 280;

ангідрид хромовий ДСТ 2548–69 – 70 ... 90.

Температура електроліту 50 ... 80 °С, щільність електричного струму 20 ... 30 А/дм<sup>2</sup>. В якості катода використовували свинець марки СГ ДСТ 3778–65.

Після електрополірування зразки піддавали нейтралізації у водяному розчині кальцінованої соди 36 – 100 г/л. Температура розчину кімнатна, час обробки 2 – 3 хвилини. Після обробки зразки промивали в проточній холодній воді та сушили в сушильній шафі.

### 3.1.2. Методика визначення шорсткості поверхні

У загальному вигляді ДСТ 2789–73 (в пункті 3) установлює, виходячи з функціонального призначення, вимоги до шорсткості оброблюваної поверхні без урахування дефектів (подряпин, порожнеч та ін.). В аналізі шорсткості поверхні у зв'язку з її оптичними властивостями вимоги до дефектів установлюються додатково. Тому оцінювання реальної шорсткості поверхні слід проводити відповідно до ДСТ 2769–73 із застосуванням основних параметрів шорсткості поверхні:  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $t_p$ ,  $H_{i \min}$ ,  $n$ . Методика оцінювання шорсткості поверхні, а також фізико-хімічного стану

поверхневого шару зразків розроблена на основі аналізу й узагальнення методик, наведених у роботах [3; 4; 78; 133; 157].

Шорсткість поверхні зразків після обробки вимірювали за допомогою профілографа-профілометра моделі 252 виробництва інструментального заводу “Калібр”. На кожній досліджуваній поверхні вимірювання проводили в 3 – 5-ти характерних місцях, причому в кожному випадку виконували 10 подвійних ходів головки, яка обмацує мікронерівності поверхні. Крім вимірювань висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$ ,  $R_z$  і кількості перетинань профілю із середньою лінією  $n$ , періодично профіль мікронерівностей поверхні записували на електротермічний папір у прямокутних координатах з вертикальним збільшенням від 1 000 до 200 000 разів та з горизонтальним збільшенням до 3 500 разів.

Мікрорельєф поверхні в зоні отворів вивчали на основі профілограм і фотографій, отриманих на електронному мікроскопі з різноманітними збільшеннями. Ідентифікацію досліджуваних областей оброблених поверхонь здійснювали за мітками, отриманими на приладі ПМТ–3.

Для вивчення мікрорельєфу обробленої поверхні з використанням електронного мікроскопа застосовувався одноступінчастий метод виготовлення лакового відбитка. На досліджувану поверхню наносили тонкий шар лаку (1-відсотковий розчин амілацетату рентгенівської плівки без емульсії) і невелику кількість 10-відсоткового розчину желатину у воді.

Після висихання лаковий відбиток відокремлювали від желатину в теплій дистильованій воді. До світловідбивальних поверхонь деталей висуваються більш високі вимоги щодо точності оцінювання геометрії мікронерівностей. Забруднення на лакових відбитках може викликати неправильне трактування спостережуваного зображення й, крім того, призводить до зменшення міцності самого відбитка. У процесі відділення перших лакових відбитків ці забруднення міцно вкрапляються в плівку та знімаються разом з нею. Тому перші відбитки слугують для видалення забруднень із досліджуваної поверхні. Видалення можливих залишків лакової плівки з досліджуваної поверхні здійснювали промиванням її амілацетатом і спиртом. Промитий лаковий відбиток поміщали на мідну сітку з розміром осередків  $40 \times 40$  мкм і висушували. Для підвищення контрастності лакові відбитки напилювали хромом під кутом 0,5 радіан. Шліфи для вивчення мікроструктури поверхневого шару були виготовлені за загальновідомою методикою [115]. Зразки зі сплаву 36НХТЮ витравлювали в 3-відсотковому розчині азотної кислоти з етиловим спиртом, а зразки зі сплаву БрБНТ1,7 – у 5-відсотковому розчині  $FeCl_3$ .

У ході досліджень також використовувалася розроблена в розділі 2 методика оцінювання критерію шорсткості поверхні  $F'$ , яка базується на стандартизованих параметрах шорсткості поверхні  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $t_p$ ,  $H_{i \min}$  і відображує форму мікронерівностей на обробленій поверхні. Оцінювання стандартизованих параметрів шорсткості виконувалося за допомогою приладів профільного методу.

Для поверхонь із дифузійним характером відбиття (після струминно-абразивної й електрохімічної обробки) оцінювання критерію шорсткості  $F'$  виконувалося за залежністю [169]:

$$F' = \frac{2H_{i \min} - R_a}{2\sqrt{X_{\text{Ц.В.В}}^2 + H_{i \min}^2}}, \quad (3.1)$$

де  $X_{\text{Ц.В.В}}$  – зсув умовного центра ваги площі, обмеженої лінією профілю шорсткості та середньою лінією.

Для поверхонь із дзеркальним характером відбиття (після полірування та вигладжування) оцінювання критерію шорсткості  $F'$  виконувалося за умови  $X_{\text{Ц.В.В.}} = 0$  за залежністю [169]:

$$F' = 1 - \frac{R_a}{2H_{i \min}} \approx 1 - \frac{R_a}{R_{\max}}. \quad (3.2)$$

Послідовність розрахунку параметрів поверхонь із нерегулярною шорсткістю наступна. Спочатку складається таблиця значень ординат  $y_1, y_2, \dots, y_i$  профілограми, визначених від відлікової лінії (середньої лінії) з інтервалом  $\Delta X$ . Значення  $\Delta X$  приймається дорівнює 1/4 кроку тої найменшої за кроком нерівності, аналіз якої становить інтерес. Ці значення, згідно з комп'ютерною програмою обчислення, дозволяють визначити координати точок лінії об'єднання, наведених в розділі 2. Середня відлікова лінія проводиться візуально таким чином, щоб площі, обмежені між профілограмою (лінією, що обгинає профіль) і середньою лінією по обидва боки, були рівні. Розрахунок виконують доти, поки  $u_{\text{Ц.В.}}$  профілограми не буде дорівнювати нулю. Цього домагаються шляхом зсуву відлікової лінії на значення  $u_{\text{Ц.Т.}}$ . Належним вибором форми та повноти цієї лінії можна виключити відповідні частотні складові профілограми, тобто досліджувати форму мікронерівностей для певного інтервалу їх величин.

### 3.1.3. Вимірювальна апаратура та методики вимірювання параметрів оброблених світловідбивальних поверхонь

Стан поверхневого шару після обробки оцінювався експериментально на основі коефіцієнтів відбиття, поглинання та випромінювання світлового потоку з використанням стандартних приладів ФМ–59, ФМ–85, ТИС (помилка виміру 0,2 %); параметрів шорсткості поверхні з використанням профілографа-профілометра моделі 252, металографічних (МІМ–7 і МІМ–8), біологічного й електронних (ЕМВ–100Л, РЕМ–200) мікроскопів; роботи виходу електронів (вимірюванням контактної різниці потенціалів – КРП) за методом статичного конденсатора (помилка вимірювання 1 %).

Спектральний інтервал довжин хвиль для вимірювання коефіцієнта відбиття приймався 0,4 ... 2,4 мкм (еталоном для дослідів слугувало дзеркало із шаром срібла з відбиттям 84 %). Спектральний інтервал довжин хвиль для вимірювання коефіцієнтів випромінювання приймався 0,4 – 40 мкм. Еталоном для дослідів слугувало золочене дзеркало з коефіцієнтом випромінювання 0,02.

Мікротвердість поверхні визначалася на приладі ПМТ–3 в умовах навантаження 0,98 Н. Середня квадратична погрішність для вимірювання шести зразків у вісьмох точках не перевищувала  $\pm 0,05$  ГН/м<sup>2</sup>.

Межу міцності та відносне подовження оброблюваних зразків визначали на розривній машині МР–05 з вимірювань 6-ти зразків. Середня квадратична погрішність серії вимірювань межі міцності не перевищувала  $\pm 0,001$  ГН/м<sup>2</sup>.

Визначення значення межі пружності матеріалу виконували на приладі Рахштадта [108] як середнє арифметичне з вимірювань десяти зразків. Погрішність визначення межі пружності становила не більше 1,5 %.

Дослідження релаксаційної стійкості проводили методом чистого вигину. Ступінь релаксації напружень визначали як середнє арифметичне з вимірювань десяти зразків. Погрішність вимірювання – 3 %.

Корозійну стійкість визначали за швидкістю зміни маси, а також світловідбивальної та випромінювальної здатностей поверхні. Зміну маси контролювали зважуванням на вагах типу ВЛА через кожні п'ять діб. За одиницю відліку приймали середнє арифметичне значення вимірювань на десяти зразках. Погрішність вимірювання не перевищувала 3 %.



Корозійним випробуванням піддавали зразки довжиною 0,1 м, відрізані від готового виробу. Випробування проводилися в камері ТВК–2 з вологістю 80 – 90 % за температури 320 К протягом 2 300 годин. Протягом кожних 24-х годин температура піднімалася до 320 К, підтримувалася на цьому рівні протягом восьми годин, а потім знижувалася до 290 К. Усі зразки до випробувань протиралися спиртом і висушувалися на повітрі, потім підвішувалися у вологу камеру на капронових нитках. Торці зразків зафарбовувалися фарбою.

Прискорені випробування проводили в наступних умовах: верхнє значення температури в кожному циклі – 420 К; відносна вологість повітря з верхнім значенням температури в кожному циклі – 95 – 100 %. Тривалість витримки за верхнього значення температури в кожному циклі – вісім годин; тривалість охолодження – 40 годин; нижнє значення температури в кожному циклі – 290 К; відносна вологість повітря з нижнім значенням температури в кожному циклі – 95 – 100 %; тривалість одного циклу – 48 годин; загальна тривалість випробувань – 912 годин.

**Обробка результатів експериментів.** Для встановлення залежностей характеристик стану поверхневого шару від параметрів режимів обробки застосували статистичне планування експерименту. Обробку результатів експерименту здійснювали за допомогою методу найменших квадратів. Прийнята наступна лінійна модель досліджуваної поверхні в районі матриці планування (для трьох чинників):

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^3 b_i x_i + \sum_{ij} b_{ij} x_i x_j + b_{123} x_1 x_2 x_3, \quad (3.3)$$

де  $x_i$  – чинник-аргументи;

$b_i$  – коефіцієнти рівняння.

Локальну область визначення чинників установлювали з апіорних міркувань. Однорідність даних перевіряли у два етапи: аналізували аномальні значення, які різко відрізняються від усієї сукупності (такі значення можуть з'явитися в результаті грубої помилки в спостереженнях) й оцінювали критерій однорідності для двох вибірок  $\{x_1\}$  і  $\{x_2\}$ :

$$t_{12} = \frac{\overline{x_1} - \overline{x_2}}{\sqrt{\frac{S_1^2}{n_1} + \frac{S_2^2}{n_2}}}, \quad (3.4)$$

де  $\bar{x}_1, \bar{x}_2$  – середнє значення для вибірок  $\{x_1\}$  і  $\{x_2\}$ ;

$S_1^2, S_2^2$  – дисперсії вибірок;

$n_1, n_2$  – кількість елементів у відповідних вибірках.

Після цього значення  $t_{12}$  порівнювали з табличним значенням  $t_\alpha$  за умови рівної значущості  $\alpha$ . Якщо  $t_{12} \leq t_\alpha$ , то гіпотеза однорідності приймається, якщо  $t_{12} > t_\alpha$ , то гіпотеза відкидається.

Щоб визначити закон розподілу для кожної ознаки, у тому числі й для функціональної, визначаються коефіцієнти взаємної кореляції, моменти третього та четвертого порядку для обчислення асиметрії й ексцесу. Крім того, встановлюється гістограма, яка порівнюється з теоретичною кривою нормального розподілу. У результаті виявляється близькість гістограми до кривої та далі перевіряється гіпотеза про нормальний розподіл за критерієм Пірсона  $\chi^2$ . Якщо випадкова величина  $x$  розподілена нормально, то випадкові найбільші відхилення від середнього значення не перевищують  $3\sigma$ . Усі значення  $x$ , які не задовольняють цій вимозі, обробляються окремо. Крім того, виконується перевірка достатності кількості спостережень. Вибірка забезпечує відхилення середнього вибіркового значення  $\bar{x}$  від середнього значення генеральної сукупності в межах величини  $\varepsilon$  з гарантійною ймовірністю  $p$ , якщо її обсяг дорівнює  $n$ , який можна визначити із рівнянь:

$$\varepsilon = t \sqrt{\frac{G_y^2}{n}}; \quad (3.5)$$

$$p = 2\Phi(t), \quad (3.6)$$

де  $\Phi$  – функція Лапласа.

Оцінювання дисперсій вибірки виконували за формулою:

$$S_{y_u}^2 = \frac{\sum_{u=1}^n (y_{ug} - \bar{y}_u)^2}{f_u}, \quad (3.7)$$

де  $y_{ug}$  – результат  $g$  повторення  $u$ -го дослідження;

$\bar{y}_u$  – середнє арифметичне значення всіх дублів дослідження;

$f_u$  – кількість ступенів свободи для порядкової дисперсії  $S_{y_u}^2$ ;  
 $f_u = n_u - 1$ .

Середня дисперсія дослідів визначається:

$$S_y^2 = \frac{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2}{N}, \quad (3.8)$$

де  $N$  – кількість дослідів.

Оцінювання виконували з використанням критерію Кохрана:

$$G_{\text{табл}} > G_{\text{розр}} = \frac{S_{y_{u\text{max}}}^2}{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2}, \quad (3.9)$$

Коефіцієнти рівняння регресії розраховували за формулою:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N x_i u \bar{y}_u}{N}, \quad (3.10)$$

де  $i = 0, 1, 2 \dots k$  – номер чинника;

$\bar{y}_u$  – середнє значення відгуку в  $N$  дослідів у точці з номером  $u$ .

Перевірку статистичної значущості коефіцієнтів регресії виконували за допомогою критерію Стюдента  $t$ :

$$t_{\text{табл.}} \leq t_{\text{розр}} = \frac{|b_i|}{S\{b_i\}}, \quad (3.11)$$

де  $S^2\{b_i\} = \frac{S_y^2}{N_n}$  – дисперсія оцінювання коефіцієнтів.

Після виключення з моделі статистично незначущих коефіцієнтів перевіряли адекватність моделі за критерієм Фішера:

$$F_{\text{табл}} \geq F_{\text{розр}} = \frac{S_{\text{неад}}^2}{S_y^2}, \quad (3.12)$$

$$\text{де } S_{\text{неад}} = \frac{\sum_{u=1}^N (\bar{y}_{u\text{розр}} - \bar{y}_{u\text{експ}})^2}{f_2};$$

$f_2$  – кількість ступенів свободи, визначається як  $f = N - k'$ ,

$k'$  – кількість залишених коефіцієнтів рівняння (включаючи  $b_0$ ).

У випадку, коли модель адекватна, можна переходити до крутого сходження.

Завданням цього етапу є виявлення оптимуму. Ідея полягає в тому, що, отримавши уявлення про функцію  $y = f(x_1, \dots, x_n)$ , визначається напрямок градієнта  $\nabla f$  у чинниковому просторі та змінюються чинники  $x_i - x_n$  таким чином, щоб рухатися в напрямку градієнта. Круте сходження ефективне, якщо реалізація уявних дослідів збільшує значення параметра оптимізації порівняно із кращим результатом у вихідній матриці планування. При цьому можливі два результати: досягнута або не досягнута область оптимуму. Якщо область оптимуму досягнута, можна закінчити дослідження. Якщо ж цю область необхідно вивчити детально, то слід побудувати лінійний план другого порядку та подати результати експерименту у вигляді полінома другого ступеня.

Ступінь близькості результатів розрахунків за рівнянням регресії до дослідних даних слід оцінювати за залишковою теоретичною дисперсією функціональної ознаки:

$$\gamma_y^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n [y_i - f(x_{1i}, x_{2i}, \dots, x_{pi})]^2, \quad (3.13)$$

де  $n - 1$  – кількість ступенів свободи.

### 3.1.4. Оцінювання фізико-хімічного стану поверхні на основі контактної різниці потенціалів

Енергетичні властивості металів визначаються їхньою природою й характеризуються величиною роботи виходу електрона. Вимірювання роботи виходу електрона дозволяє судити про різні процеси, які відбуваються на поверхнях твердих тел. Робота виходу електрона залежить

від стану поверхні та є величиною, чутливою до структурних змін і, відповідно, до якості та способу обробки поверхні, наявності окислів, адсорбованих шарів газів, молекул змащення та ін.

Існують прямі та непрямі методи визначення роботи виходу електрона. З них самий зручний – метод контактної різниці потенціалів (КРП). Метод застосовується для різних матеріалів у широких діапазонах температур і тисків навколишнього газу, він не впливає на властивості поверхні та є не руйнівним.

Метод КРП застосовують в умовах дослідження та контролю процесів адсорбції, поверхневих реакцій, деформації та тертя, визначення ступеня насичення воднем металів і сплавів, трибофізичних і трибохімічних процесів та ін. [78]. Методи вимірювання КРП не обмежені якимись особливими формами або температурою зразків, які можуть перебувати в різних за складом і тиском середовищах.

Важливо розглянути фізичну сутність методу КРП. Якщо привести два різнорідних метали з роботами виходу  $\varphi_1$  і  $\varphi_2$  у контакт, то вони почнуть обмінюватися електронами. Між ними буде протікати електричний струм, поки не відбудеться вирівнювання рівнів хімічних потенціалів (рівнів Фермі). Після встановлення рівноваги метали отримають заряди протилежних знаків. Між їх зовнішніми, не контактуючими поверхнями з'явиться контактна різниця потенціалів, дорівнена:

$$U_{\text{КРП}} = \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{e}, \quad (3.14)$$

де  $e$  – заряд електрона.

Якщо один з металів (електрод порівняння) має відому роботу виходу, то за величиною та знаком КРП можна визначити роботу виходу другого металу. Для завдань прикладного характеру знання абсолютної величини роботи виходу не обов'язково. Потрібно визначити лише зміну її в процесі досліду. Для цього необхідно забезпечити сталість роботи виходу для електрода порівняння. В якості еталона використовують платину, золото, окислені тантал і нікель.

Визначення контактної різниці потенціалів фізико-хімічного стану поверхонь деталей дозволить провести оцінювання впливу різних методів обробки на формування стану поверхневих шарів деталей, які працюють в умовах дії потоку променів.

## 3.2. Вплив методів фінішної механічної та фізико-технічної обробки на шорсткість і оптичні характеристики поверхонь зразків із тонкого листа та стрічок

### 3.2.1. Формування шорсткості й оптичних характеристик поверхонь у процесі різання

Для попередньої експериментальної перевірки теоретичних висновків, наведених у розділі 2, були виконані вимірювання та проведений аналіз значень параметрів шорсткості й оптичних характеристик поверхонь на зразках зі сталі 40Х ДСТ 4543–71 (еталони чистоти) після їх фрезерування, шліфування та полірування.

У табл. 3.5 наведені результати вимірювання висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_z$ , а також коефіцієнта відбиття  $\rho_s$ .

Таблиця 3.5

#### Значення висотних параметрів шорсткості та коефіцієнта відбиття $\rho_s$ поверхонь зразків зі сталі 40Х ДСТ 4543–71 після їх обробки різанням

Найменування операцій	Параметри шорсткості поверхні		Коефіцієнт відбиття $\rho_s$
	$R_a$ , мкм	$R_z$ , мкм	
Фрезерування	11,05 ... 0,52	40 ... 1,4	0,20 ... 0,25
Шліфування попереднє	0,4 ... 0,35	–	0,25 ... 0,31
Шліфування остаточне	0,2 ... 0,16	–	0,48 ... 0,51
Полірування	–	0,4 ... 0,16	0,72 ... 0,74

Розкид значень висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_z$ , а також коефіцієнта відбиття  $\rho_s$  після фрезерування зразків обумовлений інтервалами зміни параметрів режимів обробки: швидкість різання  $V$  – від 3 до 20 м/хв; подача на зубець  $S_z$  – від 0,05 до 0,15 мм/зуб.

Під час аналізу результатів вимірювань встановлено, що після фрезерування, залежно від умов обробки, параметри шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_z$  змінюються в значних межах (у 15 – 20 разів). Разом з тим

коефіцієнт відбиття  $\rho_s$  залишається майже незмінним, а це вказує на те, що він практично не залежить від висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_z$ . Отриманий результат узгоджується з теоретичними висновками, наведеними в розділі 2.

Як впливає з табл. 3.5, перехід від фрезерування до шліфування та полірування дозволяє зменшити параметри шорсткості  $R_a$  і  $R_z$ . Водночас збільшується коефіцієнт відбиття  $\rho_s$ . Отже, застосування абразивної обробки (на відміну від лезової) дозволяє зменшити шорсткість і підвищити світловідбивальну здатність обробленої поверхні. На перший погляд може здатися, що збільшення значень коефіцієнта відбиття  $\rho_s$  в умовах переходу від лезової до абразивної обробки пов'язане зі зменшенням висотних параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_z$ . Проте це не так. У цьому можна переконатися, аналізуючи результати експериментальних досліджень, отриманих на основі профілограм поверхонь зразків листового прокату зі сплаву Амгб після різних видів обробки, які наведені в табл. 3.6 (для кожного виду обробки вимірювалися десять зразків розміром  $0,05 \times 0,05 \times 0,003$  м).

У розділі 2 теоретично обґрунтовано, що зі збільшенням критерію шорсткості  $F' \rightarrow 1$  коефіцієнт випромінювання  $\varepsilon$  зменшується, а коефіцієнт відбиття  $\rho_s$  збільшується. Дана закономірність впливає з табл. 3.6.

Так, найменше значення  $\varepsilon = 0,05$  і найбільше значення  $\rho_s = 0,9$  досягаються для найбільшого значення критерію шорсткості  $F' = 0,95$  (після вигладжування). Найбільше значення  $\varepsilon = 0,31$  і найменше значення  $\rho_s = 0,37$  досягаються для найменшого значення критерію шорсткості  $F' = 0,865$  (після гідроабразивної обробки або обробки металевим дробом). Таким чином, із табл. 3.6 чітко впливає, що чим більше значення критерію шорсткості  $F'$ , тим менше значення коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$  та більше значення коефіцієнта відбиття  $\rho_s$ . У табл. 3.6 також наведені розраховані за залежністю  $A_s = 1 - \rho_s$  значення коефіцієнта поглинання  $A_s$ , який тим менший, чим менше  $R_a / R_{\max}$  і більший критерій шорсткості  $F'$ . У табл. 3.6 наведені значення відношення  $R_a / R_{\max}$ . Як видно, найбільшому значенню критерію шорсткості  $F' = 0,95$  відповідає фактично найменше значення відношення  $R_a / R_{\max} = 0,05$ , а найменшому значенню  $F' = 0,865$  відповідає найбільше значення  $R_a / R_{\max} = 0,135$  (після гідроабразивної обробки або обробки металевим дробом).

**Значення відношення  $R_a/R_{max}$ , критерію шорсткості  $F'$ ,  
коєфіцієнтів відбиття  $\rho_s$ , поглинання  $A_s = 1 - \rho_s$   
і випромінювання  $\varepsilon$ , відношення  $A_s/\varepsilon$  після механічної обробки  
зразків з листового прокату зі сплаву АМг6**

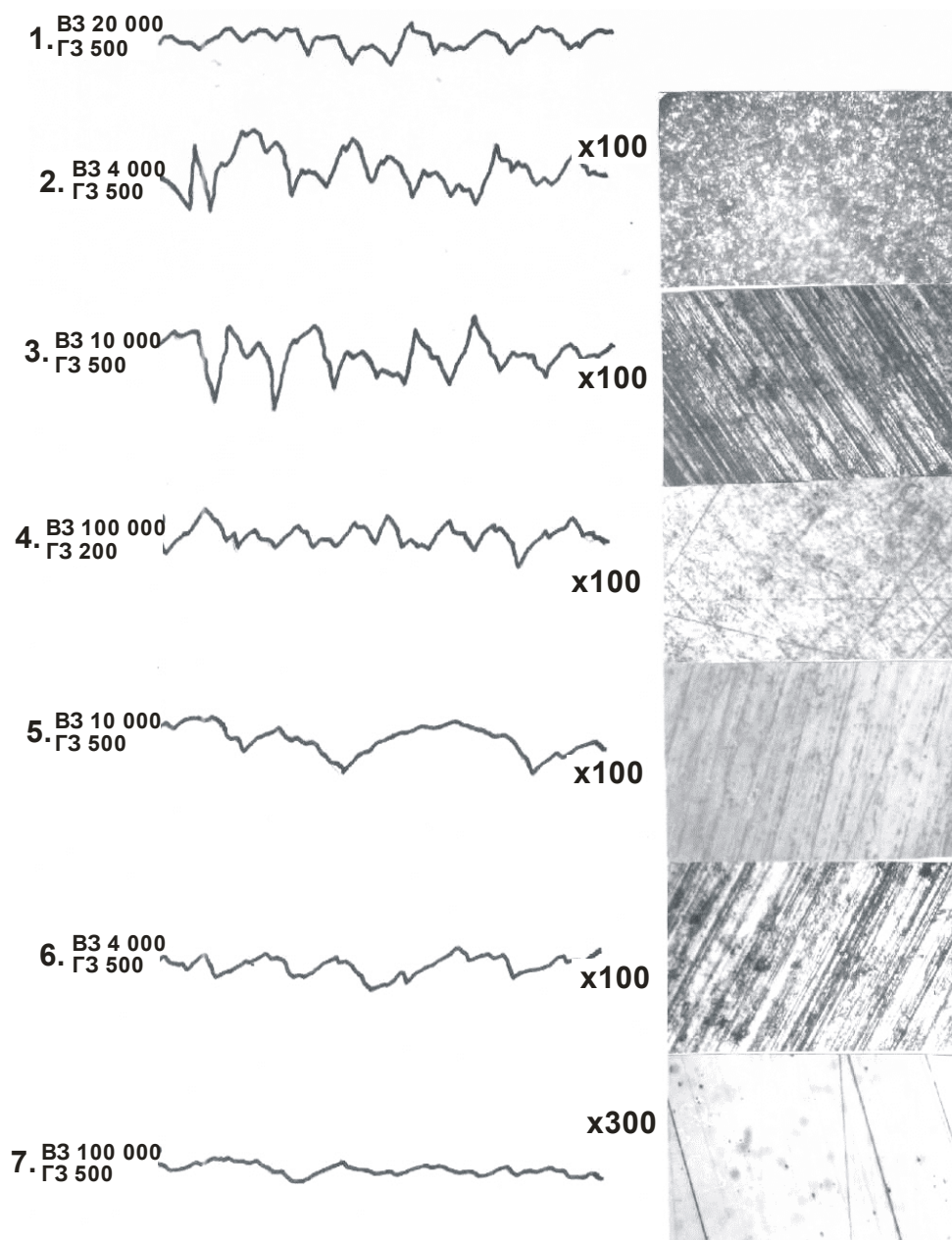
Методи обробки	$R_a/R_{max}$	$F'$	$\rho_s$	$A_s$	$\varepsilon$	$A_s/\varepsilon$
Тонке точіння алмазним інструментом	0,06	0,94	0,81	0,19	0,07	2,71
Вигладжування кулею $\varnothing 6$ мм зі сталі ШХ15	0,05	0,95	0,9	0,1	0,05	2,0
Абразивне полірування (окис хрому М3)	0,075	0,925	0,7	0,3	0,06	5,0
Точіння	0,1	0,9	0,51	0,49	0,1	4,9
Фрезерування	0,115	0,885	0,54	0,46	0,16	2,87
Вихідна поверхня (прокат)	0,104	0,896	0,5	0,5	0,15	3,33
Гідроабразивна обробка або обробка металевим дробом	0,135	0,865	0,37	0,63	0,31	2,03

Із цього можна зробити висновок, що значення коєфіцієнтів випромінювання та відбиття обумовлені зміною критерію шорсткості  $F'$  і, відповідно, відношення  $R_a/R_{max}$ , а не висотних параметрів шорсткості поверхні. Отже, формування оптичних характеристик поверхонь в процесі обробки пов'язане з формою мікронерівностей шорсткої поверхні, а не з висотою її профілю.

Водночас встановлено, що відношення  $R_a/R_{max}$  змінюється в більших межах (0,06 ... 0,135), ніж критерій шорсткості поверхні  $F'$ . Це вказує на важливість використання відношення  $R_a/R_{max}$  для оцінювання шорсткості світловідбивальних оброблених поверхонь. Отримані експериментальні дані узгоджуються з аналогічними теоретичними даними, наведеними в розділі 2, що свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі, на основі якої встановлені функціональні зв'язки між параметрами шорсткості й оптичними характеристиками поверхонь.



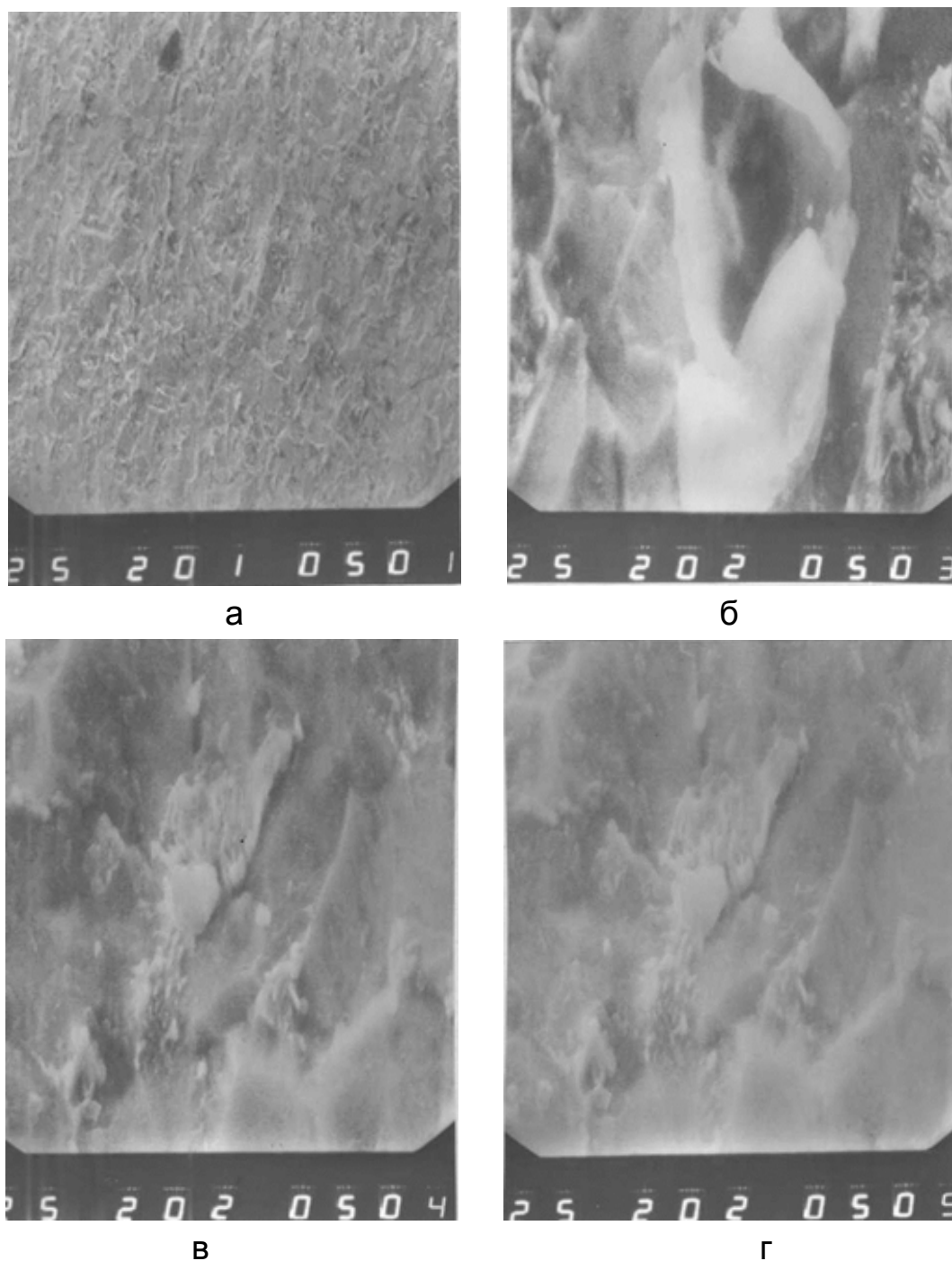
Слід зазначити, що критерій шорсткості  $F'$ , визначений на основі значень параметрів шорсткості, отриманих з використанням профілометра-профілографа моделі 252, лише частково відображує форму мікронерівностей (рис. 3.6 і 3.7), порівнянних з довжинами хвиль падаючого сонячного випромінювання, тому що руйнування від дії голки профілометра порівнянні з цими мікронерівностями.



**Рис. 3.6. Профілограми та фотографії поверхні зразків зі сплаву марки АМг6 після різних методів їх обробки**

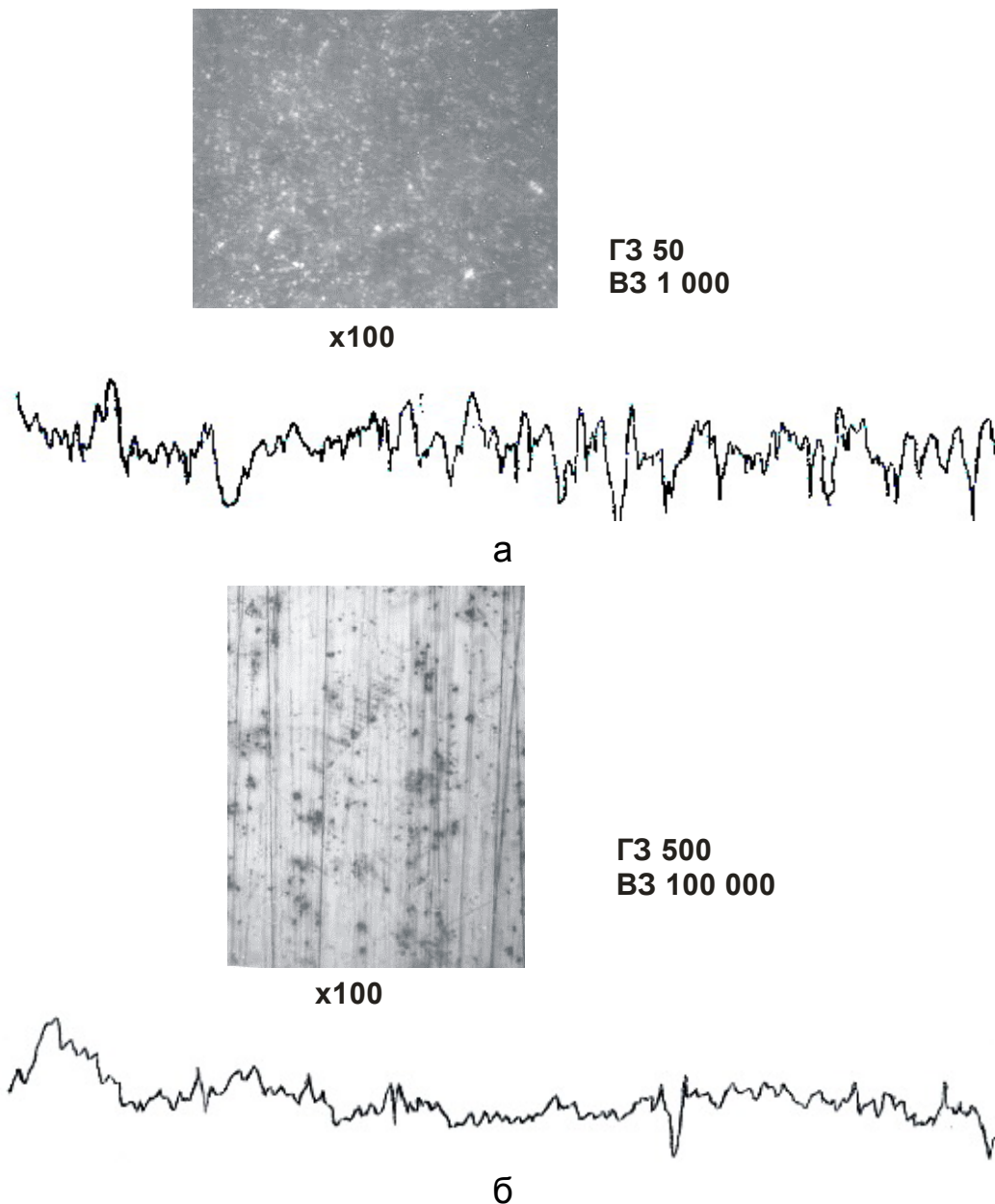
*Умовні позначення:* 1 – прокат; 2 – після гідроабразивної обробки; 3 – після точіння; 4 – після полірування; 5 – після вигладжування; 6 – після фрезерування; 7 – після тонкого точіння алмазним інструментом.

У результатах експериментів спостерігається відповідність інтенсивності зміни критерію шорсткості  $F'$  зміні відбивної здатності  $\rho_s$  оброблених поверхонь для відповідного технологічного маршруту. Для кожного методу обробки можна виділити кілька вузьких інтервалів розподілу розмірів мікронерівностей, частина яких відповідає діапазону довжин хвиль падаючого випромінювання.



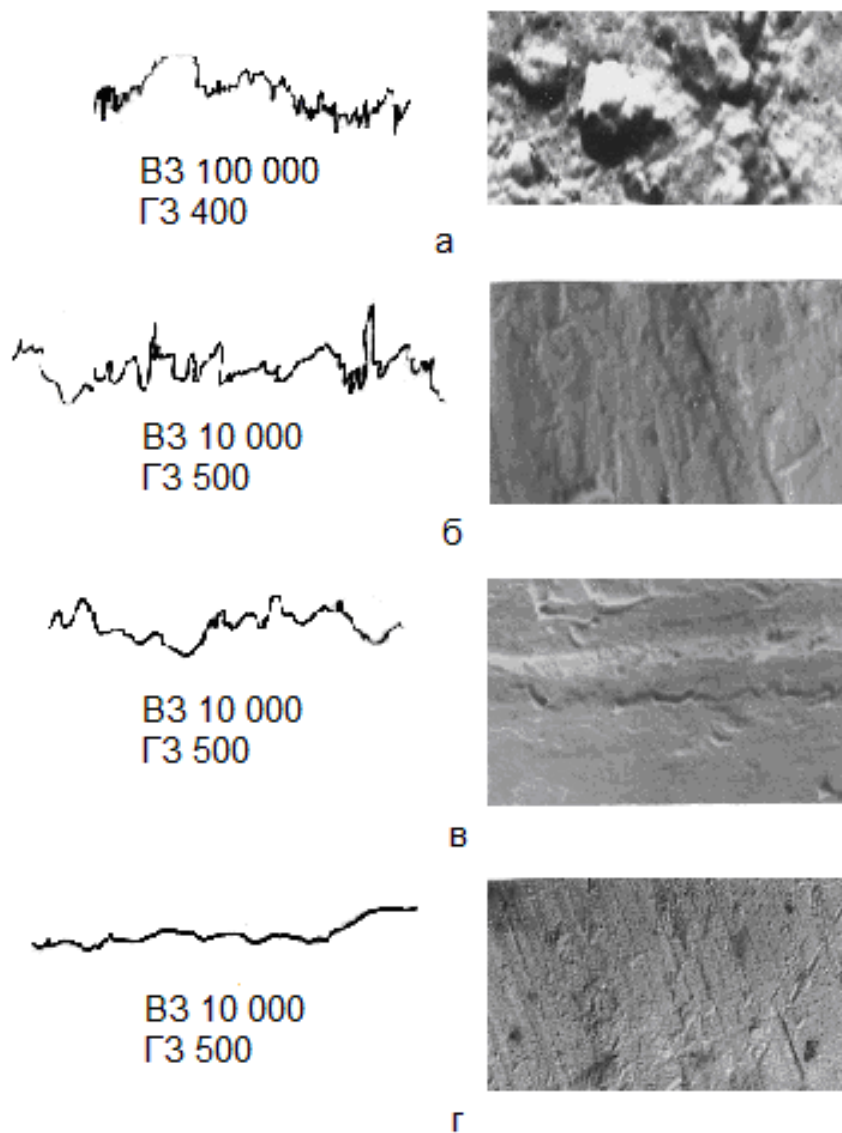
**Рис. 3.7. Фотографії поверхні зразка після струминно-абразивної обробки електрокорундом М100 в умовах збільшення в 60 (а), 1 200 (б) і 2 000 (в, г) разів; стереопара 7°**

Очевидно, що зі збільшенням висоти мікронерівностей на обробленій поверхні значення критерію шорсткості  $F'$  зменшуються, тобто починає позначатися вплив взаємного розташування ухилів мікронерівностей. Водночас значно зменшуються кути та радіуси мікронерівностей. Для поверхонь після їх гідроабразивної обробки характерна наявність мікронерівностей різних порядків малості, а кути між ухилами (радіус голки профілографа 10 мкм) зменшуються (рис. 3.8 і 3.9).



**Рис. 3.8. Фотографії та профілограми поверхонь зразків зі сплаву АМг4 після гідроабразивної обробки (а) й абразивного полірування пастою АСМ 2/1 (б)**

*Режим обробки (б):* окружна швидкість полірувальника 50 м/с; питомий тиск 500 кПа.



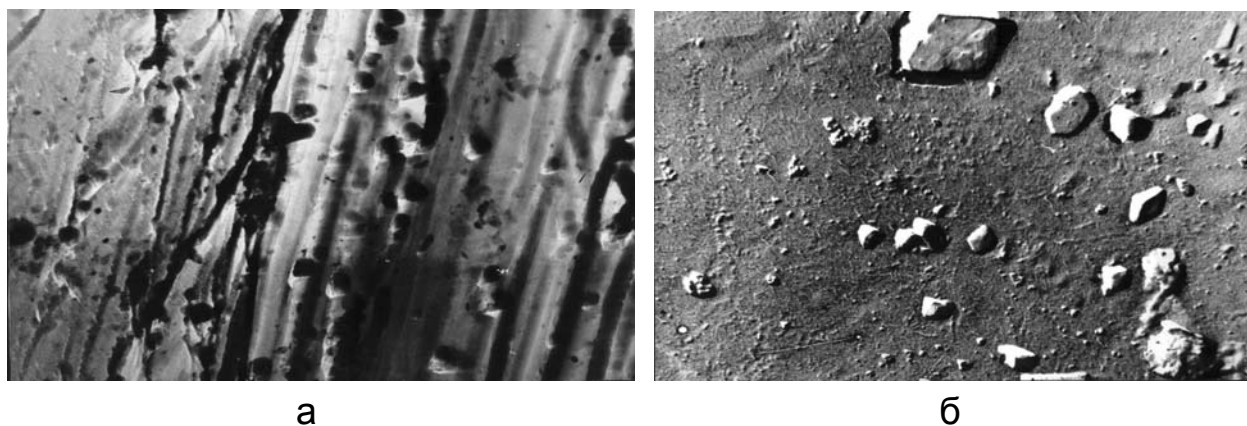
**Рис. 3.9. Фотографії та профілограми поверхонь зразків зі сплаву 36НХТЮ: а – до обробки; б, в, г – після обробки окисом алюмінію МЗ, окисом хрому МЗ й алмазною пастою АСМ 2/1**

*Режим обробки:* окружна швидкість полірувальника 50 м/с; питомий тиск 500 кПа.

У поверхневому шарі зразка після обробки спостерігається закріплення абразивних зерен, що, очевидно, впливає на випромінювальні властивості поверхонь (рис. 3.10). На рис. 3.10а видно сліди обробки закріплені в полірувальнику зернами та самі закріплені в поверхні зразка зерна. На рис. 3.10б видно розкриті в результаті полірування місця шаржування зерен у поверхню зразка.

Точіння алмазним інструментом поверхонь алюмінієвих сплавів для досягнення високої відбивної здатності доцільніше за механічне полірування. Підвищення відбивної здатності поверхонь, оброблених точінням

алмазним інструментом (різцем із природного алмаза без застосування змащувально-охолоджувальної рідини), досягається за рахунок сприятливого сполучення фізико-хімічних властивостей природного алмаза й оброблюваної поверхні, зниження інтенсивності дії хімічно-активних речовин за умови відсутності змащувально-охолоджувальної рідини. Це призводить до зменшення кількості різних за характером неоднорідностей. Такі поверхні мають менш розвинену структуру, ніж після абразивного полірування [172].



**Рис. 3.10. Оброблена поверхня зразка зі сплаву марки 36НХТЮ абразивним порошком EM7 (а) і після абразивного та наступного електрохімічного полірування (б)**

*Режим обробки:* а) окружна швидкість полірувальника 50 м/с; питомий тиск 500 кПа; б) щільність струму 50 А/дм<sup>2</sup>; напруга 24 В; фосфорно-хромовий електроліт; температура електроліту 50 °С; тривалість полірування 3 хв (збільшення 10 000).

Вивчення профілограм і фотографій поверхні різних збільшень (див. рис. 3.6 і 3.8) дозволило встановити на всіх стадіях обробки зміну як висоти нерівностей, так і їхньої форми. Встановлено, що окислювання поверхні відбувається в меншому ступені в процесах точіння, вигладжування та фрезерування. У процесі фрезерування зміна режимів обробки та відповідних висотних параметрів шорсткості ( $R_z = 2 \dots 45$  мкм) істотно не впливає на відбивну здатність. Це можна пояснити відповідністю фізико-хімічних властивостей оброблених поверхонь і наявністю аналогічних неоднорідностей геометричного характеру, порівнянних з довжинами хвиль падаючого випромінювання. Зменшення відбивної здатності  $\rho_s$  і збільшення випромінювальної здатності  $\varepsilon$  ефективно забезпечується у випадку застосування гідроабразивної обробки. Цьому сприяє підвищена активність поверхні з її наклепом, розвиненим рельєфом і окисною

плівкою. Аналогічні результати спостерігаються в процесі обробки зразка зі сплаву АМг4 (табл. 3.7).

Таблиця 3.7

**Значення висоти нерівностей  $R_a$ , відношення  $R_a/R_{max}$ , критерію шорсткості  $F'$ , коефіцієнтів відбиття  $\rho_s$ , поглинання  $A_s = 1 - \rho_s$  і випромінювання  $\varepsilon$ , відношення  $A_s/\varepsilon$  і КРП після обробки зразків із прокату алюмінієвого сплаву АМг4**

Методи обробки	$R_a$ , мкм	$\frac{R_a}{R_{max}}$	$F'$	$\rho_s$	$A_s$	$\varepsilon$	$\frac{A_s}{\varepsilon}$	КРП, мВ
Вихідна поверхня (прокат)	0,35	0,104	0,896	0,4	0,6	0,16	3,75	890
Фрезерування	1,6	0,11	0,89	0,47	0,53	0,15	3,53	100
Струминно-абразивна обробка	0,9	0,16	0,84	0,4	0,6	0,3	3,75	260
Точіння	0,56	0,09	0,91	0,48	0,52	0,07	1,42	1 050
Вигладжування кулею	0,1	0,07	0,93	0,8	0,2	0,05	4,0	1 020
Абразивне полірування	0,1	0,033	0,967	0,75	0,25	0,06	4,16	120
Тонке точіння алмазним інструментом	0,1	0,047	0,953	0,87	0,13	0,07	1,36	1 200

На рис 3.11а наведені графіки відносної опорної довжини мікропрофілю поверхні  $t_p$  (%) зразків зі сплаву АМг4 після їх обробки різними методами. Шкала  $p$  (%) визначає відношення поточної висоти нерівностей до максимальної висоти нерівностей  $R_{max}$ , тобто значення  $p$  (%) = 0 % відповідає розташуванню вершини найбільшої мікронерівності, а значення  $p$  (%) = 100 % – розташуванню найбільшої западини.

Як впливає з рис. 3.11а, метод обробки впливає на значення  $t_p$ : більш плавна зміна значень  $t_p$  зі зміною  $p$  (криві 1, 2, 3, 4) указує на більш рівномірний розподіл висот вершин мікронерівностей за профілем поверхні. Для абразивного полірування (крива 5) характерний нерівномірний розподіл висот мікронерівностей. Очевидно, у діапазоні  $p = 50 \dots 56$  % їх більше (до 90 %), ніж у діапазонах  $p = 0 \dots 50$  % і



$p = 56 \dots 100 \%$ . Причому у діапазоні  $p = 0 \dots 50 \%$  їх більше, ніж у діапазоні  $p = 56 \dots 100 \%$ . Це свідчить про те, що в діапазоні  $p = 56 \dots 100 \%$  є лише окремі мікронерівності (риски, подряпини), утворені окремими гострими різальними кромками абразивних зерен.

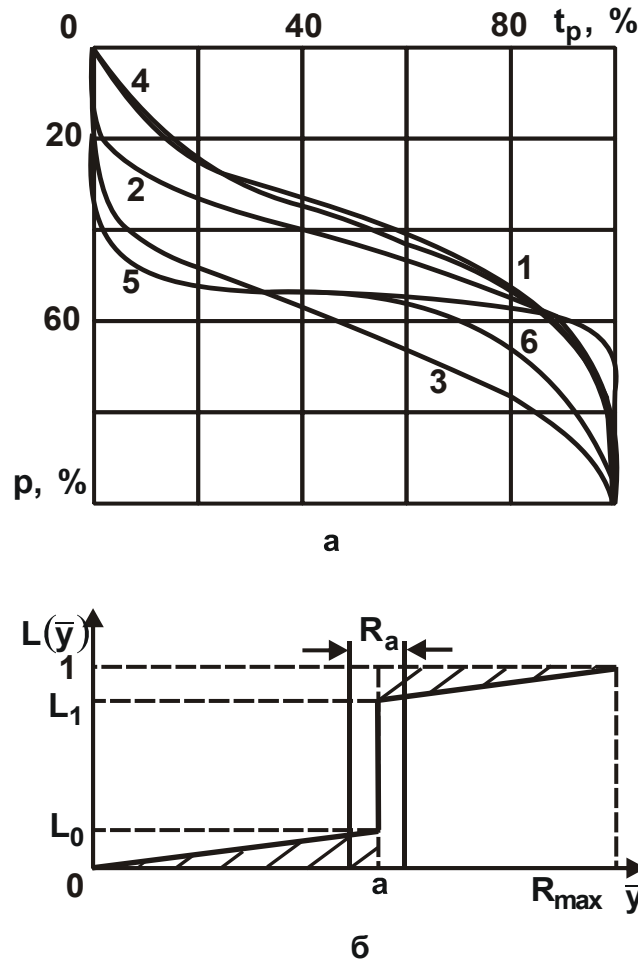


Рис. 3.11. Відносні опорні криві поверхонь зразків зі сплаву АМг4 після різних методів обробки (а) та вигляд спрощеної функції  $L(\bar{y})$  (б)

Умови обробки: 1 – прокат (вихідна поверхня); 2 – гідроабразивна; 3 – точіння; 4 – фрезерування; 5 – абразивне полірування; 6 – точіння алмазом.

Якщо подати  $t_p$  у формі функції  $L(\bar{y})$ , наведеної на рис. 2.3б, то буде отриманий наступний спрощений графік (рис. 3.11б). Відмінність функцій  $L(\bar{y})$ , наведених на рис. 2.3б і на рис. 3.11б, полягає в наявності додаткової ділянки  $a \dots R_{\max}$  на рис. 3.11б, пов'язаної з появою окремих глибоких рисок і подряпин на обробленій поверхні. Це призводить до додаткового збільшення параметра шорсткості  $R_{\max}$  і, відповідно, до збільшення відношення  $R_{\max}/R_a$ . Чим менша безрозмірна величина  $L_0$  і біль-

ша аналогічна безрозмірна величина  $L_1 \rightarrow 1$ , тим, очевидно, більше відношення  $R_{\max}/R_a$ , яке в ідеалі прагне до нескінченності.

Таким чином, з наведеного графіка функції  $L(\bar{y})$  випливає, що відношення  $R_{\max}/R_a$  може змінюватися в значних межах, значно перевищуючи значення 5, 10 і більші. Усе залежить від форми відносної опорної довжини  $t_p$ . Цим доведена вірогідність розробленої математичної моделі формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, а також те, що за допомогою відношення  $R_{\max}/R_a$  (або відношення  $R_a/R_{\max}$ ) можна оцінювати оптичні характеристики поверхонь зразків, оброблених різними методами.

Параметри шорсткості  $R_a$ ,  $R_z$  і  $R_{\max}$ , як встановлено багаторазовими експериментальними дослідженнями, неоднозначно впливають на оптичні характеристики оброблених поверхонь. Отже, формування оптичних характеристик поверхні пов'язано з формою мікронерівностей поверхні, що визначається відношенням  $R_a/R_{\max}$ , а не з висотою її профілю шорсткості. Результати експериментів підтвердили зменшення відношення  $R_a/R_{\max}$  за умови зменшення зернистості абразивів для полірування поверхонь деталей.

З табл. 3.7 випливає, що зменшення відношення  $R_a/R_{\max}$  (яке обумовлено різними методами обробки) відповідає збільшенню критерію шорсткості  $F'$ , коефіцієнта відбиття  $\rho_s$  і зменшенню коефіцієнтів поглинання  $A_s$  та випромінювання  $\varepsilon$ . Водночас відношення  $R_a/R_{\max}$  приймає відносно малі значення (0,033 для абразивного полірування); відповідно, відношення  $R_{\max}/R_a$  приймає відносно велике значення – 30,3. Це узгоджується з отриманими теоретичними результатами (зокрема наведеними в табл. 2.4), згідно з якими відношення  $R_a/R_{\max}$  може змінюватися в межах 0 ... 0,29. Відносно великі значення  $R_{\max}/R_a$  в умовах абразивного полірування обумовлені формою відносної опорної довжини профілю поверхні  $t_p$  (крива 5 на рис. 3.11а), встановленої експериментом.

Експериментально також встановлено (див. табл. 3.7), що найбільші значення коефіцієнта відбиття поверхні  $\rho_s$  досягаються після тонкого точіння алмазним інструментом, вигладжування кулею й абразивним поліруванням. Ці методи обробки також забезпечують найменші значення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$ ,  $R_a/R_{\max}$  і найбільші значення критерію шорсткості  $F'$ . Із цього випливає, що для створення високосвітловід-



бивальних поверхонь (за умови забезпечення дзеркального характеру відбиття) жорстких зразків з алюмінієвих і мідних сплавів доцільніше застосовувати методи алмазного точіння та вигладжування, а для зразків з тонкого листа та стрічок – абразивне полірування. Це дозволяє зменшити силову напруженість процесу обробки.

Для створення високосвітловідбивальних матових поверхонь (за умови забезпечення дифузійного характеру відбиття, для якого відношення  $A_s/\varepsilon$  приймає відносно невеликі значення) ефективно застосовувати точіння та струминно-абразивну обробку (див. табл. 3.7).

Дослідження вказують на можливість зміни відбивної здатності поверхонь (після обробки різанням) у значних межах (40 – 87 %), а випромінювальної здатності – у незначних межах (5 – 16 %). Результати досліджень підтверджують перевагу точіння алмазним інструментом (особливо із природного алмаза) порівняно з абразивним поліруванням поверхонь із високою відбивною здатністю (див. рис. 3.6).

Підвищення відбивної здатності поверхонь, оброблених точінням, досягається за рахунок сприятливого сполучення фізико-хімічних властивостей природного алмаза та матеріалу оброблюваної поверхні, зниження інтенсивності дії хімічно-активних речовин, які призводять до зменшення різного характеру неоднорідностей. Окислювання поверхні в процесі точіння відбувається в меншому ступені, ніж в процесі абразивного полірування (див. рис. 3.6) [171], що підтверджують і значення роботи виходу електронів. Очевидно, що в процесі полірування поверхня адсорбує хімічно-активні речовини, які втримуються в абразивних складах, і кисень повітря, який впливає на розвиток хіміко-механічних явищ, що супроводжують пластичне деформування мікровиступів поверхні. Процес адсорбції повинен інтенсифікуватися під час механічного зняття плівок окислів з поверхні, що забезпечується відносним переміщенням полірувальника й оброблюваної поверхні. Локальне активне контактування поверхонь полірувальника й оброблюваної поверхні забезпечує зрив плівки окислів, її утворення, що супроводжується адсорбцією хімічно-активних речовин, і наступний зрив. У результаті численних локальних дій відбувається зменшення висот нерівностей, що підтверджується згладжуванням профілю шорсткої поверхні (див. рис. 3.6).

Значні розходження шорсткості поверхонь після точіння й полірування підтверджуються (див. табл. 3.7) оцінюванням роботи виходу електронів (КРП). За умови рівних значень висотних параметрів шорсткості поверхні ( $R_z = 0,05 \dots 0,08$  мкм) зразки зі сплаву АМг4 [171] після поліру-

вання й точіння мали відбивну здатність 90 % і 53 %, відповідно, випромінювальну здатність – 7 % і 8 %, КРП – 1 200 мВ і 120 мВ. Після полірування, крім слідів абразивних зерен, на поверхні зразків іноді спостерігали велику кількість дрібних точок (“брижі”), що є, очевидно, результатом взаємодії в умовах підвищених температур органічних компонентів полірувальних складів, абразивних зерен і матеріалу оброблюваної поверхні. На поверхні, обробленої точінням, спостерігалися сліди різця глибиною 0,2 мкм і шириною 60 мкм, ухили мікронерівностей відносно гладкі (див. рис. 3.6).

Рентгенографічні дослідження показують [171], що після полірування поверхня деформована більшою мірою. Структуру поверхневого шару можна подати схематично як конгломерат сильно роздроблених осколків зерен, серед яких зустрічаються й великі осколки сильно деформованих зерен. Після точіння зерна більші з невеликими, в окремих місцях, включеннями здрібнених осколків. Меншому ступеню деформації обробленої поверхні сприяє більш низька порівняно із процесом полірування теплова напруженість процесу точіння алмазним інструментом.

Зниження відбивної та збільшення випромінювальної здатності найбільш ефективно забезпечується струминно-абразивною обробкою. Зі збільшенням висоти нерівностей на обробленій поверхні значення чинника шорсткості зменшуються (струминні методи обробки вільним абразивом відрізняє більший діапазон розсіювання розмірів).

Контроль шорсткості оброблених поверхонь указав на можливість безпосереднього накопичення інформації про форму нерівностей в процесі обмацування голкою профілометра–профілографа. Для нерівностей поверхні, порівнянних з довжинами хвиль власного випромінювання, точність оцінювання підвищується. Для більшості фінішних операцій форма нерівностей, порівнянних з довжинами хвиль падаючого випромінювання, частково визначається окислюванням поверхневого шару в процесі обробки. Оцінювання форми таких нерівностей контактними методами утруднена та не забезпечує достовірних результатів. Це підтверджується дослідженням топографії на оптичних і електронних мікроскопах (див. рис. 3.7).

Фізичні та хімічні неоднорідності поверхневого шару після різних методів обробки відрізняються не тільки природою утворення, але й кількістю та розмірами, про що свідчить аналіз спектральної відбивної здатності (спостерігається характерне зміщення максимумів відбивної здатності за довжинами хвиль і за інтенсивністю відбиття), оцінювання роботи виходу

електронів (за КРП) і шорсткості поверхні [171]. Для кожного методу обробки можна виділити кілька вузьких інтервалів розподілу розмірів нерівностей, частина їх розмірів відповідає діапазону довжин хвиль падаючого випромінювання.

### 3.2.2. Формування шорсткості й оптичних характеристик поверхонь зразків у процесі абразивного полірування

Характерною рисою обробки довгомірних трубчастих елементів, що згортаються в площину, є забезпечення жорсткості в робочій зоні, стабільності пружних і механічних характеристик їх матеріалу після механічних і хімічних дій у процесі обробки. У цьому випадку абразивне полірування є незамінною операцією видалення окисної плівки. Тому проведені експериментальні дослідження процесу полірування для вибору прийняттого технологічного (робочого) середовища з погляду створення бажаного рельєфу обробленої поверхні. Дослідження виконані на зразках з холоднокатаних стрічок сплавів марок 36НХТЮ й БрБНТ1,7. У табл. 3.8 наведені експериментальні та розрахункові значення коефіцієнта поглинання  $A_s$  [172], які отримані з урахуванням критерію шорсткості  $F'$ .

Таблиця 3.8

#### Значення критерію шорсткості $F'$ і коефіцієнта поглинання $A_s$ поверхонь стрічок зі сплаву 36НХТЮ після полірування

Абразивні пасти	$A_s$ (експеримент)	$F'$	$A_s$ (розрахунок)
АСМ 2/1	0,38	0,93	0,380
АСМ 1/0	0,39	0,91	0,382
Окис алюмінію М3	0,42	0,89	0,394
Окис хрому М3	0,43	0,89	0,394
Електрокорунд М7	0,46	0,88	0,399

Аналіз результатів експерименту свідчить про перевагу робочого середовища, яке складається з алмазної пасти АСМ 2/1. Його застосування дозволяє досягти більш високих значень відбивної здатності поверхні. Водночас критерій шорсткості досягає максимальних значень

(коефіцієнт відбиття, дорівнений 0,62, для сплаву марки 36НХТЮ є досить високим). Зменшення або збільшення зернистості абразиву робочого середовища не призводить до підвищення відбивної здатності.

Фотографії та профілограми оброблених поверхонь зразків наведені на рис. 3.8, 3.9 і 3.10. Вивчення й аналіз фотографій та профілограм поверхонь зразків, оброблених різними абразивними складами, дозволили встановити розходження розподілів кількості розмірів нерівностей різних порядків малості [172].

На поверхнях зразків після їх полірування із застосуванням алмазних паст АСМ 2/1 переважають нерівності більш високого порядку малості (0,01 ... 0,1 мкм), а після полірування електрокорундом М7 переважні висоти нерівностей перебувають у межах 0,1 ... 1,0 мкм. Розходження формування поверхневого шару зразків, очевидно, визначається різною геометрією зерен алмазних і абразивних мікропорошків на рівні субмікрорельєфу поверхонь граней, що повинно впливати на ефект процесу різання–подряпання та розвиток локальних температур. Для мікрограней алмазних зерен більш характерне мікрорізання, а для електрокорунда – мікрозминання з локалізацією та збільшенням затрачуваної енергії (виникнення на полірованих поверхнях кометоподібних поглиблень). Локальне активне контактування абразивного зерна з оброблюваною поверхнею ефективно, очевидно, доти, поки геометричні розміри зерен не стають порівнянними із частками оброблюваного матеріалу, які відділилися, оскільки надалі це призводить до втрати ефекту полірування.

Зі збільшенням подач полірувальника на зразках спостерігалися сліди спрямованого подряпання. Очевидно, зернистість абразиву та подача полірувальника впливають на спрямованість слідів обробки, в результаті чого формується систематична складова шорсткості з більш низькою частотою. Високочастотні складові шорсткості поверхні можна віднести до розряду випадкових, що підтверджує аналіз профілограм і фотографій (різних збільшень) окремих ділянок поверхні. Значно впливає на їх формування хімічна активність пасти.

У процесі обробки виникнення локальних осередків підвищених температур, наявність на поверхні речовин, які розчиняються й активно реагують з металом, призводить до утворення неоднорідностей кристалоструктурних утворень. Це сприяє підвищеній схильності поверхні до адсорбції та збільшення її поглинальної здатності (зниження світловідбивальної здатності), що підтверджується результатами проведених експериментів (див. табл. 3.8).

Після полірування відносна похибка розрахункових значень коефіцієнтів поглинання світлового потоку з урахуванням критерію шорсткості поверхні складала 13 %, а без його урахування – 18 %. Розходження розрахункових і експериментальних значень пояснюється наявністю забруднень від залишків робочого середовища й окисної плівки, утвореної в процесі обробки. Слід зазначити, що в результаті утворення окисної плівки змінюється розподіл щільності матеріалу поверхневого шару. Це впливає на зміну форми та повноти нерівностей більш високого порядку малості. Можливі форма та повнота неоднорідностей на поверхні, порівняні з довжинами хвиль падаючого випромінювання, визначаються в основному адгезійними властивостями й окислюванням поверхні зразків у процесі полірування, що й сприяє значним розбіжностям експериментальних і розрахункових значень коефіцієнтів поглинання  $A_s$ . Цю закономірність необхідно враховувати для призначення режимів обробки таких деталей. Проведені дослідження показали, що полірування сплаву марки З6НХТЮ алмазними пастами на основі АСМ 2/1 сприяє утворенню поверхневого шару з найменшими значеннями коефіцієнтів поглинання  $A_s$  (з найбільшим коефіцієнтом відбиття  $\rho_s$ ).

Основні результати досліджень можна поширити й на інші матеріали, які мають характерні риси обробки, зокрема на сплави на основі міді. Їх відрізняє легке окислення поверхневих шарів. Із застосуванням обраної за результатами експериментів пасти були оброблені різні матеріали з метою виявлення значень оптичних характеристик, що досягаються.

Проведені дослідження з вибору режимів абразивної обробки поверхонь стрічок з мідно-берилієвих сплавів. Вибір режимів абразивного полірування поверхонь, що забезпечують задані значення критерію шорсткості поверхні  $F'$ , здійснювали на спеціальному устаткуванні із застосуванням повстяних полірувальників і абразивного складу на основі алмазного мікропорошку АС 2/1.

За результатами попередніх досліджень в якості основних чинників процесу абразивного полірування, які найбільш істотно впливають на згладжування поверхневого шару, вибрані: окружна швидкість полірувальника  $V$ , тиск  $p$  і час обробки  $\tau$ . Значення інтервалів варіювання чинників були вибрані з наступних меж: окружна швидкість (10 ... 30) м/с; тиск (0,5 ... 3,0) МПа; час обробки (2 ... 60) с.

Статистична обробка результатів експерименту дозволила отримати рівняння (допоміжне) множинної регресії:

$$\ln F' = - 0,2694 + 0,0372 \cdot \ln V + 0,0151 \cdot \ln p + 0,0245 \cdot \ln \tau . \quad (3.15)$$

Після перетворення цього рівняння регресії результати експерименту можна подати у вигляді емпіричної залежності:

$$F' = 0,7638 \cdot V^{0,0372} \cdot p^{0,0151} \cdot \tau^{0,0245} . \quad (3.16)$$

Загальна детермінація критерію шорсткості поверхні за всіма включеними у модель аргументам становить 64 %. Водночас часткова детермінація за першим і третім чинниками приблизно однакова та становить 25 %. Статистична перевірка отриманого рівняння за критерієм Фішера підтверджує адекватність.

Для вивчення процесу полірування необхідно виконати двовимірні перетини поверхні відгуку, які відповідають перетинанню просторової фігури із площинами  $\tau = \text{const}$  і  $p = \text{const}$ . Ізолінії рівних значень відгуку подані на рис. 3.12. Як видно, найбільш впливає на згладжування поверхневого шару в обраному інтервалі зміни чинників окружна швидкість полірувальника й у меншому ступені – тиск на оброблювану поверхню. Отримана модель абразивного полірування дозволяє призначати необхідні режими обробки.

Важливо визначити вплив полімерних добавок у робочі сполуки на показники процесу абразивного полірування. Полімери, що входять до складу абразивних паст і суспензій – такі, як речовини з високою молекулярною вагою та великими розмірами макромолекул, викликають різну дію на процес обробки. За характером ця дія може бути фізичною, хімічною та механічною. На рис. 3.13 наведена залежність знімання металу від часу обробки алмазною суспензією різної зернистості. Зі збільшенням тривалості обробки знімання металу істотно зменшується, що можна пояснити складністю процесів, які протікають у робочій зоні.

Фізична дія полімерів полягає в тому, що вони, змінюючи в'язкість абразивного складу, впливають на демпфувальний стан робочого шару в зоні обробки й тим самим – на процес подряпання абразивними зернами, а отже, й на продуктивність обробки. Водночас зміною в'язкості абразивного складу регулюється ступінь його утримання в зоні обробки. Хімічна дія полягає в тому, що інтенсифікація знімання металу відбувається за рахунок взаємодії активних продуктів деструкції полімерів у процесі обробки. Полімерні речовини в процесі обробки піддаються механічному, термічному, окисному й іншим видам деструкції [9].

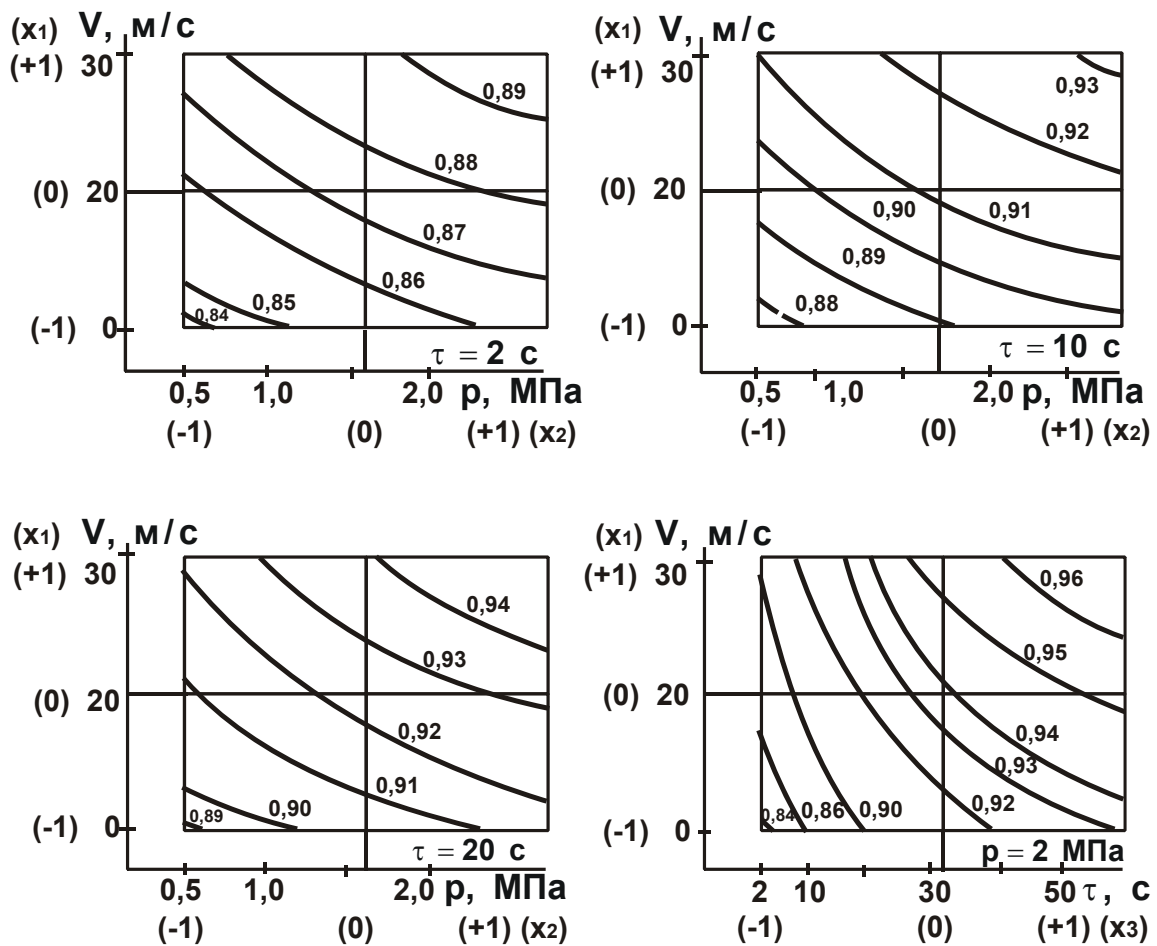


Рис. 3.12. Залежність критерію шорсткості поверхні  $F'$  від різних чинників абразивного полірування

Умовні позначення:  $V$  – швидкість різання, м/с;  $p$  – тиск полірувальника на оброблювану поверхню, МПа;  $\tau$  – час обробки, с.

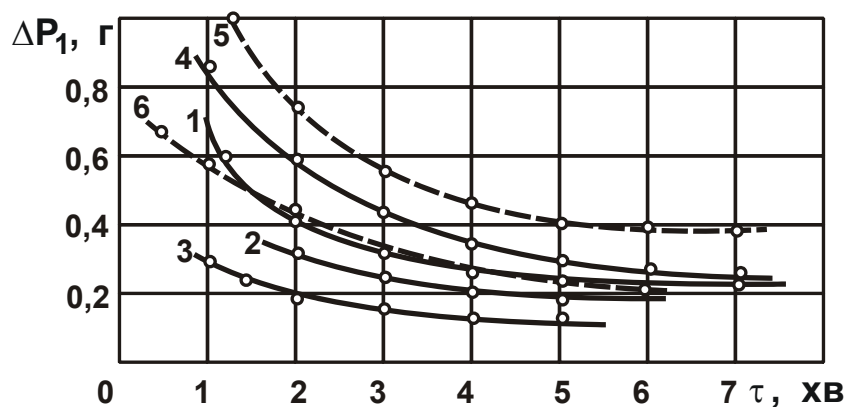


Рис. 3.13. Залежність знімання металу  $\Delta P_1$  від часу  $\tau$  обробки алмазною суспензією різної зернистості

Умови обробки: 1 – АСМ 7/5 після шліфування; 2 – АСМ 5/3 після обробки АСМ 7/5; 3 – АСМ 3/2 після обробки АСМ 5/3; 4 – АСМ 7/5 після обробки АСМ 3/2; 5 – АСМ 7/5 після шліфування (суспензія з полімером); 6 – АСМ 5/3 після обробки АСМ 7/5 (суспензія з полімером).

У процесі взаємодії абразивних зерен поверхонь притирання (полірувальника) й оброблюваної деталі відбувається механічна деструкція полімеру, яка виражається в розриві ланцюжків макромолекул полімерів. У даному випадку може відбуватися зменшення молекулярної ваги полімеру. Обрив ланцюжків супроводжується утворенням вільних валентностей у місці обриву вільних макрорадикалів. Зниження молекулярної ваги можливе тільки в умовах стабілізації цих макрорадикалів, тобто в умовах утворення стабільних обривків вихідних молекулярних ланцюжків.

**Стабілізація макрорадикалів** – компенсація вільних валентностей на їх кінцях – може відбуватися в умовах взаємодії з металом ювенільних поверхонь, що утворюються в результаті подряпання абразивними частками оброблюваної деталі.

Стабілізація макрорадикалів можлива в умовах компенсації вільних валентностей на їх кінцях у процесі взаємодії з речовинами (акцепторами) з неабразивних складових. Маються на увазі речовини, здатні легко відщеплювати атоми або групи атомів для приєднання до вільних валентностей макрорадикалів і тим самим їх стабілізувати. Деякі з них, взаємодіючи з речовинами, утворюють з'єднання, здатні надалі перегрупуватися з утворенням більш стабільних кінцевих груп. У процесі абразивної обробки механічна дія є не єдиною причиною обриву ланцюжків макромолекул полімерів, а активізується цілим рядом супутних чинників.

Оброблювана поверхня в процесі різання – дряпання абразивними зернами може нагріватися в локальних ділянках до значних температур, а зіткнення макромолекул викликає термічну деструкцію – розрив макромолекулярних ланцюжків. Під дією теплової енергії слабшають не тільки головні валентні зв'язки між атомами основного ланцюжка макромолекули, але й зв'язки між атомами у бічних відгалуженнях або групах, внаслідок чого може відбутися не тільки обрив ланцюга макромолекули, але й перегрупування, взаємодія активованих атомів і груп атомів з речовинами навколишнього середовища або сусідніх ланцюжків.

Стійкість до теплової дії та характер зміни макромолекули залежать від хімічної природи полімеру та впливу навколишніх речовин. Чисті полімери найбільш термостійкі. Наявність домішок і активних (ювенільних) металевих поверхонь притирання й оброблюваної деталі сприяють хімічній взаємодії полімеру й утворенню нових продуктів з меншою молекулярною вагою. Водночас ювенільні металеві поверхні можуть визвати також каталітичну дію на хімічну взаємодію полімеру з різними речовинами абразивного складу та самі хімічно взаємодіяти з полімером.



Під дією навколишнього середовища протікає окисна деструкція полімерів. Найбільш нестійкі до дії окисної деструкції – неграничні полімери, які характеризуються подвійними зв'язками. Продукти окисної деструкції перетерплюють ряд змін і, володіючи на різних стадіях своєї зміни різною хімічною активністю, взаємодіють із металом оброблюваної деталі. Крім того, виникнення кінцевих окисних груп підвищує адгезію полімеру із контактуючими поверхнями, що має значення для хімічних реакцій, які протікають, і втримання абразивної сполуки в зоні обробки. Таким чином, полімерні речовини, що входять до абразивної сполуки, змінюючись у процесі обробки за рахунок активних продуктів, що утворюються, та деструкції, викликають хімічну дію на оброблювану поверхню, сприяючи підвищенню інтенсивності знімання металу.

Механічна дія полягає в тому, що макромолекули полімерів, обволікаючи абразивні зерна, можуть сприяти зменшенню ефекту взаємного подряпання зерен, викликаючи цим підвищення часу активної різально-дряпальної дії абразивної сполуки на оброблюваний матеріал.

Крім того, полімери з іншими неабразивними компонентами створюють матрицю, у якій абразивні зерна розподіляються й цією матрицею утримуються на притиранні (полірувальнику).

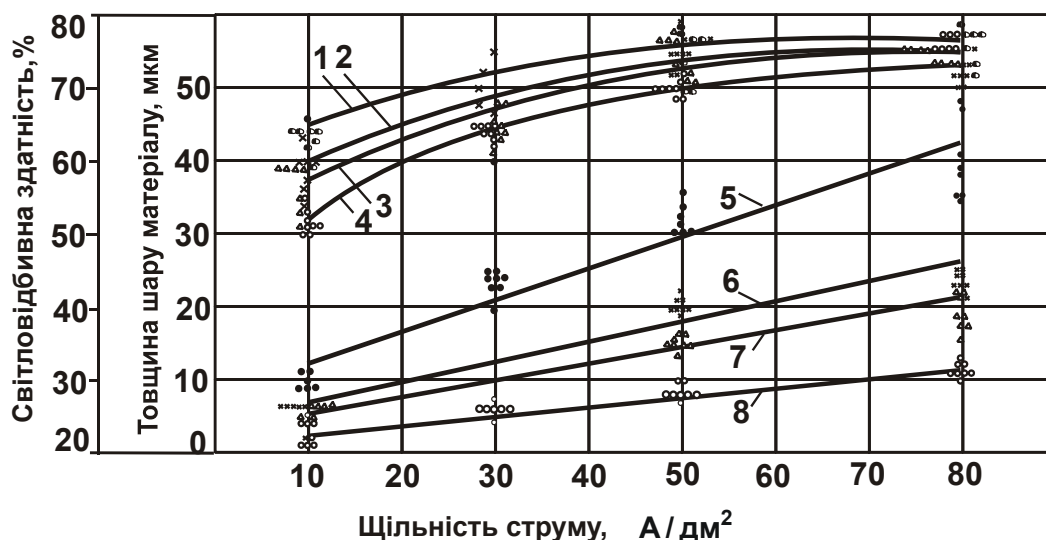
Як впливає з рис. 3.13, введення полімеру до абразивної сполуки сприяє підвищенню продуктивності процесу доведення. Однак цей ефект не однаковий для сполук з різною зернистістю абразивів. Більша продуктивність досягається в процесі обробки сполуками з більшим розміром абразивних зерен. Водночас значно впливає на продуктивність процесу також питомий тиск притирання.

### **3.2.3. Вплив умов електрохімічного полірування на шорсткість і оптичні характеристики обробленої поверхні**

Для дослідження процесу електрохімічного полірування застосовували контактне та безконтактне підведення технологічного струму до оброблюваної поверхні зразка. З метою дослідження особливостей електрореконтактного способу полірування був виготовлений пристрій з тампонадержателем для обробки зразків зі стрічок. Результати експериментів послужили основою для розроблення спеціального пристрою для обробки довгомірних трубчастих елементів із пружинних стрічок, що було захищено авторським посвідченням на винахід.

З огляду на те, що штанги з отворами доцільно виготовляти зі стрічок сплаву марки 36НХТЮ, оскільки цей матеріал більш технологічний та надійний для ослаблених конструкцій, слід розглянути умови досягнення високої відбивної здатності на зовнішній поверхні та високої поглинальної здатності внутрішньої поверхні штанги.

На рис. 3.14 наведений графік залежності відбивної здатності та товщини знятого шару в процесі електрополірування стрічки зі сплаву 36НХТЮ від щільності технологічного струму (безконтактне підведення струму) і температури електроліту. Конструкція довгомірного трубчастого елемента є тонкостінною. Технічні умови на її виготовлення накладають обмеження на товщину знятого шару в процесі поверхневої обробки (до 10 мкм). Відомо, що в процесі електрохімічного полірування стрічки відбувається розчинення окисної плівки та зняття верхніх шарів металу, у результаті збільшується відбивна здатність її поверхні.



**Рис. 3.14. Залежність відбивної здатності та товщини знятого шару в процесі електрополірування стрічки зі сплаву 36 НХТЮ від щільності технологічного струму**

Умови обробки: 1, 2, 3 і 4 – відбивна здатність за умови температури електроліту 70, 50, 30 і 100 °С, відповідно; 5, 6, 7 і 8 – товщина знятого шару сплаву за умови температури електроліту 100, 70, 50 і 30 °С, відповідно; час обробки – 1 хв; склад електроліту:  $\text{H}_3\text{PO}_4$  – 60 %;  $\text{H}_2\text{SO}_4$  – 20 %;  $\text{H}_2\text{O}$  – 20 %.

Відбивна здатність обробленої стрічки залежить від температури електроліту, щільності технологічного струму та часу обробки. Мінімальні значення відбивної здатності мають поверхні стрічки до обробки. Збільшення часу обробки з фіксованою щільністю технологічного струму

50 А/дм<sup>2</sup> збільшує відбивну здатність обробленої поверхні. Збільшення щільності технологічного струму понад 70 А/ дм<sup>2</sup> не призводить до збільшення відбивної здатності обробленої поверхні. Товщина знятого шару металу підвищується зі збільшенням щільності технологічного струму та температури електроліту. Зі збільшенням температури електроліту (рис. 3.15) товщина знятого шару металу збільшується, а поглинальна здатність поверхні обробленої стрічки починає збільшуватися тільки з підвищенням температури більше 60 °С.

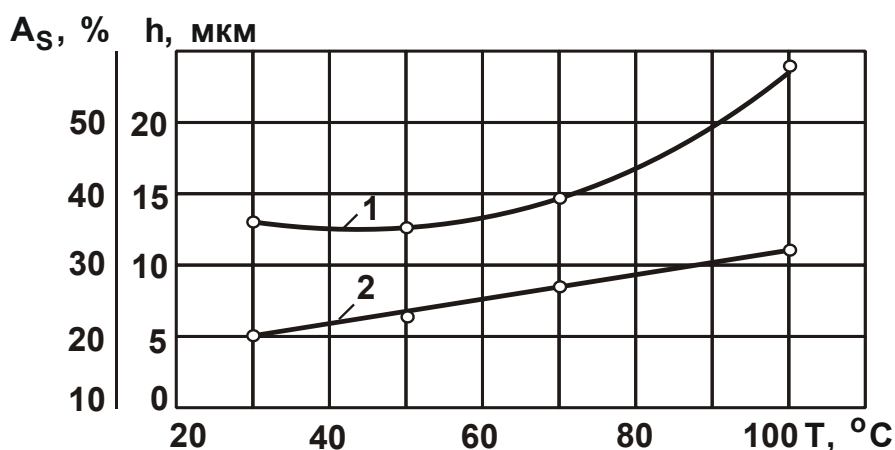


Рис. 3.15. Залежність поглинальної здатності (1) і товщини знятого шару (2) від температури електроліту

Умови обробки: щільність технологічного струму – 10 А/дм<sup>2</sup>; тривалість обробки – 1 хв.

Для берилієвої бронзи, після її нагрівання на повітрі, характерні риси електрохімічної обробки. Вони характеризуються тим, що під час формування деталей у процесі дисперсійного твердіння відбувається утворення стійкої окисної плівки, а сам матеріал отримує гетерогенну будову з дрібнодисперсними включеннями часток з інтерметалідів [108].

Зміна механічних властивостей термічно оброблених стрічок зі сплаву БрБНТ1,7 залежно від параметрів технологічного процесу (рис. 3.15 і 3.16) електрохімічного полірування характеризується кривими з наявністю максимуму, якщо глибина знятого шару сплаву 9 – 10 мкм. Межа міцності та межа текучості сплаву в даному випадку досягають, відповідно, 1 280 і 1 140 Н/мм<sup>2</sup>, що відповідає збільшенню на 2,3 і 3,5 % порівняно з їх значеннями до електрохімічного полірування зі зміною відносного подовження від 1,6 до 2,3 %. Для товщини знятого шару понад 15 мкм межа міцності та межа текучості знижуються до значень 1 250 і 1 100 Н/мм<sup>2</sup>, що відповідає їх значенням до обробки. Відносне подов-

ження в даному випадку становить 2 %. Властивості сплаву незначно збільшуються після електрохімічного полірування за рахунок видалення поверхневого шару, збідненого легуючими елементами.

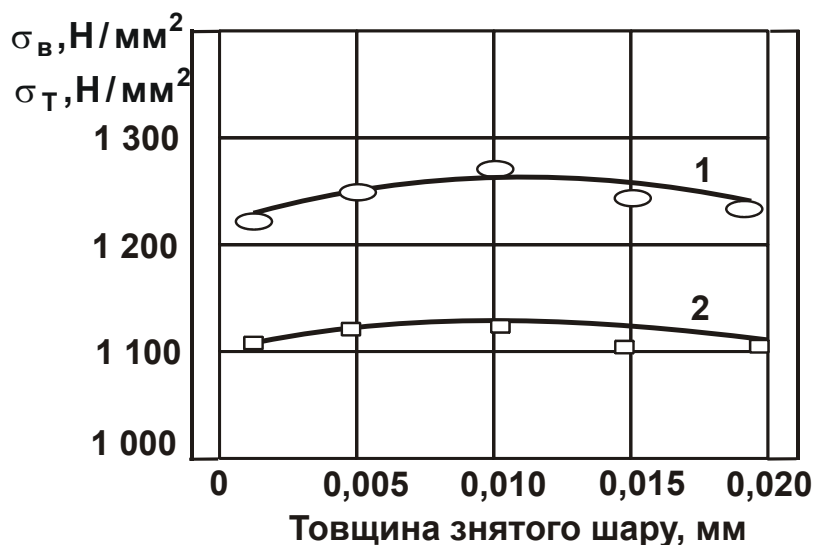


Рис. 3.16. Зміна межі міцності  $\sigma_B$  (1) і межі текучості  $\sigma_T$  (2) стрічки зі сплаву БрБНТ1,7 після термічної обробки ( $\sigma_{пр} = 900 \text{ H/mm}^2$ ) і наступного електрохімічного полірування залежно від товщини знятого шару

Умови обробки: щільність струму –  $50 \text{ A/dm}^2$ ; температура електроліту –  $50 \text{ }^\circ\text{C}$ .

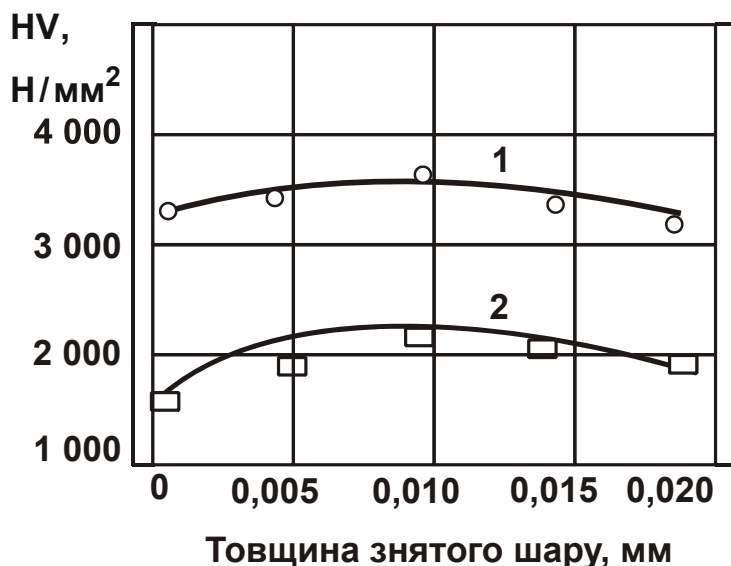


Рис. 3.17. Зміна мікротвердості HV (1) і відносного подовження  $\delta$  (2) стрічки зі сплаву БрБНТ1,7 після термічної обробки ( $\sigma_{пр} = 900 \text{ H/mm}^2$ ) й електрохімічного полірування залежно від товщини знятого шару

Умови обробки: щільність струму –  $50 \text{ A/dm}^2$ ; температура електроліту –  $50 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Характер зміни значень мікротвердості аналогічний зміні характеристик міцності та текучості: від 3 480 до 3 750 Н/мм<sup>2</sup>, що становить 7,2 % з товщиною знятого шару 10 мкм. Після полірування (знімання шару товщиною 1 ... 10 мкм) значення межі пружності  $\sigma_{0,02}$  збільшуються до 9 % для сплаву БрБНТ1,7. Це можна пояснити усуненням концентраторів напруження, зняттям шару з підвищеними залишковими напруженнями та мікрodefектами, а також тим, що на поверхні формується шар зі сприятливою тонкою структурою [135].

Для забезпечення високої відбивної здатності необхідно до електрополірування абразивними пастами видалити з поверхні деталей окисну плівку. Механічне полірування берилієвої бронзи не забезпечує стабільності відбивної здатності її поверхні в процесі тривалого зберігання. Це свідчить про те, що шорстка поверхня затримує залишки робочого середовища, створюючи умови для здійснення фізико-хімічних процесів в умовах тривалого зберігання й експлуатації, а це погіршує оптичні властивості поверхні. Результати експериментів визначення залежності відбивної здатності поверхні зразків зі стрічки БрБНТ1,7 від тривалості її зберігання в атмосферних умовах подані у вигляді емпіричних залежностей (табл. 3.9), які отримані за методом найменших квадратів.

Таблиця 3.9

**Залежність коефіцієнта відбиття  $\rho_s$  поверхонь стрічок сплаву БрБНТ1,7 після різних методів обробки від тривалості їх зберігання  $\tau$  в атмосферних умовах**

Методи обробки	Емпірична залежність
Абразивне полірування	$\rho_s = - 0,04 \cdot \ln \tau + 0,62$
Хімічне + абразивне полірування	$\rho_s = - 0,0144 \cdot \ln \tau + 0,721$
Без обробки (прокат)	$\rho_s = - 0,0018 \cdot \tau + 0,424$
Абразивне + електрохімічне полірування	$\rho_s = - 0,000032 \cdot \tau + 0,779$

Важливим моментом процесу електрохімічної обробки є видалення окисної плівки з поверхні деталей. У зв'язку з високою хімічною стійкістю плівки та її нерівномірністю за товщиною, а також гетерогенністю матеріалу після термічної обробки можливі дефекти поверхні. Зокрема в умовах форсованого режиму відбувається місцеве травлення поверхні.

Для забезпечення заданих експлуатаційних властивостей деталей з тонколистового матеріалу пропонується здійснювати обробку поверхні у дві операції. Спочатку абразивним поліруванням досягається видалення окисної плівки та згладжування поверхневого шару. Наступна електрохімічна обробка забезпечує високу відбивну здатність поверхні й її стійкість (в умовах експлуатації) за рахунок пасивуючої анодної обробки. Підвищена активність поверхні після абразивного полірування практично виключає можливість очищення поверхневого шару (без його заміни) від залишків оброблюваних матеріалів, що помітно знижує (на 4 ... 15 %) її відбивну здатність. Це підтверджується й оцінюванням роботи виходу електронів оброблених поверхонь – після електрохімічного полірування вона значно нижча. Значення оптичних характеристик і КРП поверхонь стрічок зі сплаву БрБНТ1,7 після їх обробки різними методами наведені в табл. 3.10. Короткочасна анодна обробка дозволяє видалити забруднення на поверхні та зменшити площу реальної поверхні, що призводить до збільшення значення критерію шорсткості поверхні  $F'$ .

Таблиця 3.10

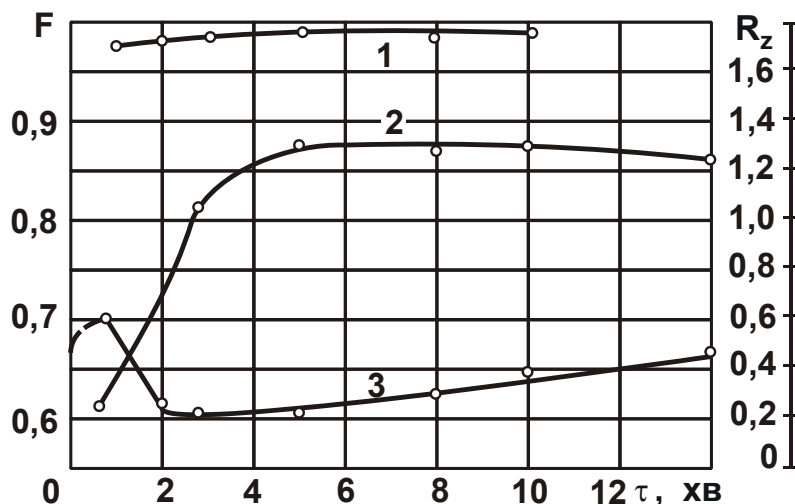
**Значення коефіцієнтів відбиття  $\rho_s$ , поглинання  $A_s$   
та випромінювання  $\varepsilon$ , КРП поверхонь зразків зі сплаву БрБНТ1,7  
після обробки різними методами**

Методи обробки	$\rho_s$	$A_s$	$\varepsilon$	КРП, мВ
Полірування абразивне (АСМ 2/1)	0,62	0,38	0,07	-100
Електрополірування	0,76	0,24	0,05	+ 300
Термічна обробка на повітрі (з температурою у 400 °С протягом 50 хв)	0,25	0,75	0,18	-300

На рис. 3.18 наведені залежності критерію шорсткості поверхні  $F'$ , чинника шорсткості поверхні  $F$  і висоти нерівностей  $R_z$  від тривалості полірування стрічки сплаву БрБНТ1,7. Обробку зразків здійснювали після нагрівання на повітрі (режим відпустки).

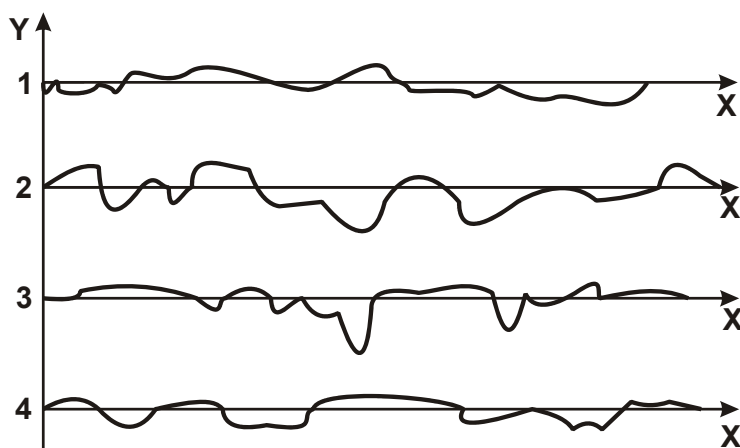
Аналіз залежності чинника шорсткості поверхні від тривалості полірування (рис. 3.18) і профілограми поверхонь після обробки на різних режимах (рис. 3.19) показують, що на першій стадії обробки відбувається структурне витравлення поверхневого шару, який характеризується значною геометричною неоднорідністю. Інтенсивність розчинення більш

активних в електрохімічному відношенні включень окисної плівки значно вища, тому в початковий момент відбувається різке збільшення площі реальної поверхні за рахунок збільшення пористості окисної плівки. Значення критерію шорсткості поверхні  $F'$  знижуються.



**Рис. 3.18. Залежність чинника шорсткості  $F$  (1), критерію шорсткості  $F'$  (2) і висоти нерівностей  $R_z$  (3) від тривалості електрохімічного полірування стрічки сплаву БрБНТ1,7**

Умови обробки: щільність струму –  $90 \text{ А/дм}^2$ ; температура електроліту –  $50 \text{ }^\circ\text{C}$ .



**Рис. 3.19. Профілограми поверхонь після різної тривалості електрохімічного полірування сплаву марки БрБНТ1,7**

Умови обробки: щільність струму –  $90 \text{ А/дм}^2$ ; 1, 2, 3, 4 – тривалість обробки, відповідно, 1, 2, 3 і 8 хв; температура електроліту –  $50 \text{ }^\circ\text{C}$  ( $V_3 \times 10 \text{ 000}$ ,  $G_3 \times 500$ ).

Надалі починає розчинятися основний метал і пориста частина окисної плівки відшаровується. Відбувається збільшення значення кри-

терію шорсткості поверхні  $F'$ . Зі збільшенням часу обробки понад 10 хв відбувається зниження його значень, що можна пояснити зміною форми виступів і западин у результаті більш інтенсивного розчинення дрібнодисперсної фази [108]. Однак слід відмітити, що, з огляду на зниження значень чинника шорсткості поверхні, полірування понад 10 хв недоцільне, оскільки зменшення товщини металу перевищує припустиму товщину в процесі виготовлення штанг.

З підвищенням щільності струму та за значної тривалості процесу в анодному шарі може відбутися порушення співвідношення швидкостей дифундування іонів з матриці та дрібнодисперсної фази, що, очевидно, і спостерігається в даному випадку і знижує значення критерію шорсткості поверхні  $F'$ . Порівняння профілограм поверхонь показує, що частотний склад нерівностей в процесі згладжування поверхонь зменшується й амплітуда знижується, а в разі порушення стабільності режиму – частотний склад збільшується. У цих умовах періодична складова незначна.

Стабілізація параметрів процесу полірування (вирівнювання швидкостей розчинення матриці та дрібнодисперсної фази) досягається інтенсифікацією відводу продуктів анодного розчинення (примусове відновлення прианодного шару). Це збільшує значення чинника шорсткості поверхні  $F'$ . Примусове відновлення прианодного шару може бути досягнуто збільшенням кратності обміну електроліту в зоні обробки (ванний спосіб) або шляхом механічного зняття (заміни) прианодного шару (електроконтактний спосіб).

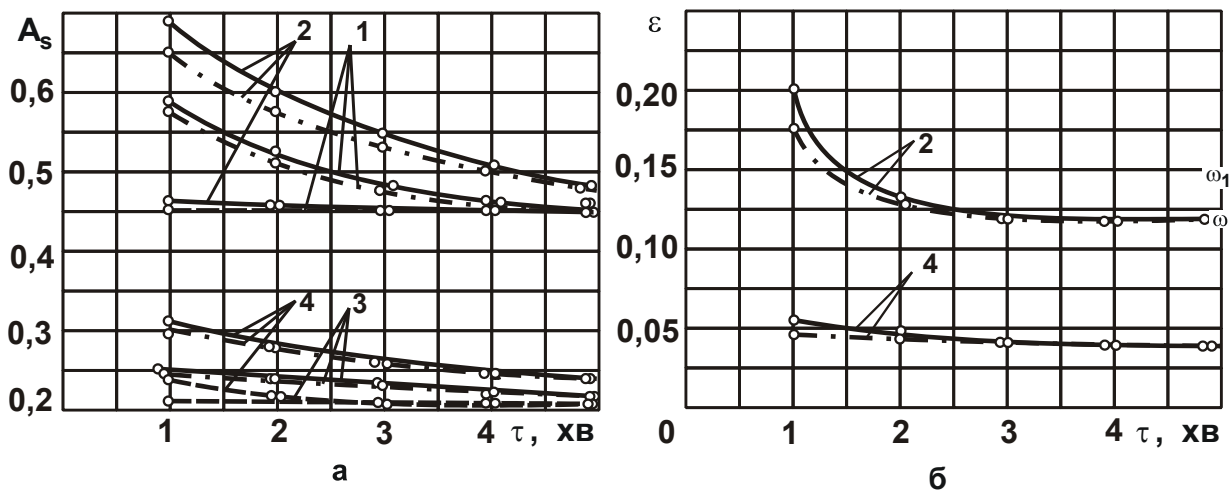
Застосування електрохімічного полірування електроконтактним способом доцільніше за ванний спосіб. На відміну від ванного способу, в умовах електроконтактного способу більш інтенсивно обновляється прианодна плівка в області контакту мікронерівностей тампона з мікровиступами оброблюваної поверхні. Виникла прианодна плівка менш насичена іонами металу та має менший опір спрямованому руху іонів, ніж в умовах застосування ванного способу. Характерна риса процесу – незначна тривалість “життя” прианодного шару, що дозволяє інтенсифікувати процес обробки. Слід зазначити істотні розбіжності розрахункових і експериментальних даних коефіцієнтів поглинання та випромінювання (рис. 3.20), особливо за умови низької щільності струму та незначного часу обробки.

За умови  $I = 30 \text{ А/дм}^2$  і  $\tau = 1 \text{ хв}$  ці розбіжності склали 30 %, а з урахуванням критерію шорсткості поверхні – 4 %. Експериментальні значення коефіцієнтів поглинання вищі за розрахункові значення в зв'язку з на-



явністю окисної плівки, утвореної в процесі полірування в результаті порушення рівноваги між швидкістю її утворення та хімічного розчинення. За низької щільності струму та незначного часу обробки однією із причин збільшення експериментальних значень коефіцієнтів поглинання є виникнення великої кількості характерних нерівностей, які різко збільшують площу реальної поверхні та знижують значення критерію шорсткості поверхні  $F'$ .

Результати експериментів, отримані в процесі електрохімічного полірування стрічок із досліджуваних сплавів, з метою оцінювання значень коефіцієнта поглинання  $A_s$  та коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$ , подані в табл. 3.11 [135].



**Рис. 3.20. Залежність коефіцієнтів поглинання (а) і випромінювання (б) від тривалості електрохімічного полірування у фосфорно-хромовому електроліті**

Умовні позначення: 1, 2 – для сплаву 36НХТЮ; 3, 4 – для сплаву БрБНТ1,7; 1, 3 – щільність струму 30 А/дм<sup>2</sup>; 2, 4 – щільність струму 70 А/дм<sup>2</sup>:

- експериментальні значення,
- - - - розрахункові значення без урахування  $F'$ ,
- · - · розрахункові значення з урахуванням  $F'$ .

Для виготовлення деталей з високою відбивною здатністю поверхонь істотним є знімання металу в процесі полірування. Тому важливо визначити вплив чинників процесу полірування: щільності струму  $I$ , температури електроліту  $T$  і тривалості обробки  $\tau$  на товщину знятого шару  $h$ . За допомогою програми множинної криволінійної кореляції отримане рівняння регресії:

$$h = -0,0690 + 0,0543 \cdot T + 0,0686 \cdot I \cdot \tau + 0,0186 \cdot \tau \cdot T + 0,0136 \cdot I \cdot T - 0,00063 \cdot I^2. \quad (3.17)$$

Таблиця 3.11

**Значення коефіцієнтів поглинання  $A_s$  і випромінювання  $\varepsilon$  поверхонь стрічок пружинних сплавів після електрохімічного полірування (для рівних значень параметра шорсткості  $R_a$ )**

Марки сплаву	$A_s$	$\varepsilon$
З6НХТЮ	0,40 – 0,42	0,11 – 0,14
БрБ2	0,20 – 0,21	0,03 – 0,04
БрБ2,5	0,20 – 0,22	0,03 – 0,04
БрБНТ1,7	0,22 – 0,24	0,03 – 0,05
БрБНТ1,9	0,22 – 0,24	0,03 – 0,05
БрБНТ1,9Мг	0,22 – 0,24	0,03 – 0,05
БрБНТ1,7Мг	0,20 – 0,21	0,04 – 0,05

Програмним шляхом обчислюються середні значення, дисперсії всіх чинників, коефіцієнти парної та часткової кореляції. Кожний вхідний чинник перевіряється на суттєвість і здійснюється поступове вилучення несуттєвих чинників. Як незалежні змінні були введені наступні чинники:  $X_1 = I$ ;  $X_2 = \tau$ ;  $X_3 = T$ ;  $X_4 = I \cdot \tau$ ;  $X_5 = \tau \cdot T$ ;  $X_6 = I \cdot T / 100$ ;  $X_7 = I^2 / 100$ ;  $X_8 = \tau^2$ ;  $X_9 = T^2 / 100$ .

Чинники  $X_8$ ,  $X_2$ ,  $X_1$ ,  $X_9$  мають коефіцієнт кореляції, менший 0,3 ( $R_{hx8} = 0$ ;  $R_{hx2} = 0,107$ ;  $R_{hx1} = 0,102$ ;  $R_{hx9} = 0,096$ ), тому визнані несуттєвими й автоматично вилучені з рівняння регресії.

Коефіцієнти кореляції суттєвих чинників:  $R_{hx3} = 0,358$ ;  $R_{hx6} = 0,522$ ;  $R_{hx7} = 0,337$ ;  $R_{hx5} = 0,575$ ;  $R_{hx4} = 0,889$ .

Коефіцієнт множинної кореляції  $R = 0,971$ , а квантиль  $U = 0,72$ . Це свідчить про наявність кореляційної залежності між функціональним чинником  $h$  і чинниками-аргументами.

Надійність рівняння – 80 %, а в межах деяких точок поверхні досягається надійність 95 %.

Аналіз рівняння показує, що знімання металу дуже чутливе до змін температури електроліту, щільності струму та тривалості полірування.

Дослідження режимів електрохімічного полірування поверхонь стрічки зі сплаву БрБНТ1,7 з метою досягнення високої відбивної здатності, використання математичних критеріїв підбора емпіричної залежності дозволили вибрати наступні ступеневі залежності коефіцієнта відбиття  $\rho_s$  від чинників процесу:  $\rho_s = ax^B$ ;  $\rho_s = a_1 I^{B_1}$ ;  $\rho_s = a_2 \tau^{B_2}$ ;  $\rho_s = a_3 T^{B_3}$ .

Після логарифмування наведених емпіричних залежностей з урахуванням нових змінних величин  $\ln I = u_1$ ;  $\ln \tau = u_2$ ;  $\ln T = u_3$ , отримане допоміжне рівняння регресії у вигляді:

$$\tilde{V} = \ln \rho_s = \alpha_1 u_1 + \alpha_2 u_2 + \alpha_3 u_3 + \gamma. \quad (3.18)$$

Після перетворення допоміжного рівняння регресії результати експерименту подано у вигляді емпіричної залежності:

$$\rho_s = 1,44 \cdot I^{0,068} \cdot \tau^{0,037} \cdot T^{-0,272}. \quad (3.19)$$

Вірогідність рівняння  $R = 85\%$ . Результати множинного кореляційного аналізу показали, що між відбивною здатністю та режимами обробки існує тісний зв'язок. Статистична перевірка отриманого рівняння за критерієм Фішера підтвердила адекватність.

Аналіз рівняння показує, що найбільше впливає на зміну відбивної здатності оброблюваної поверхні температура електроліту. Щільність струму та тривалість обробки впливають значно менше. Модель відповідає фізичному процесу електрохімічного полірування поверхонь деталей з мідно-берилієвих сплавів марки БрБНТ1,7Мг.

У ході дослідження впливу режимів електрохімічного полірування у фосфорно-хромовому електроліті на згладжування поверхневого шару застосовували чинникове планування експерименту. У результаті аналізу й оцінювання чинників технологічного процесу, які впливають на критерій шорсткості поверхні  $F'$  (для сплаву марки БрБНТ1,7), в якості основних були прийняті:  $X_1$  – щільність технологічного струму, А/дм<sup>2</sup>;  $X_2$  – температура електроліту, °С;  $X_3$  – тривалість обробки, хв. Основні рівні чинників відповідають значенням, застосовуваним у практиці, а інтервали варіювання призначали з урахуванням реальних меж коливань значень чинників (табл. 3.12).

Важливо скористатися графічним способом аналізу отриманої моделі процесу електрохімічного полірування. Для цього створюються двовимірні перетини поверхні відгуку, які відповідають перетинанню просто-

рової фігури із площинами  $\tau = \text{const}$ . Ізолінії рівних значень відгуку подані на рис. 3.21. Аналіз серій перетинів дає наочне уявлення про характер зміни відгуку у варіюванні чинників і дозволяє знаходити розв'язання для заданих умов. Результати експериментів визначення впливу параметрів режиму полірування пружних стрічок з мідно-берилієвих сплавів (марки БрБНТ1,7Мг) на критерій шорсткості подані у вигляді:

$$F = 0,779 + 0,000697 \cdot I + 0,00743 \cdot \tau - 0,000022 \cdot I \cdot T + 0,000631 \cdot I \cdot \tau + 0,000522 \cdot T \cdot \tau - 0,0000182 \cdot I \cdot T \cdot \tau. \quad (3.20)$$

Таблица 3.12

Таблица значень рівнів чинників

Рівні	Позначення	I, A/дм <sup>2</sup>	T, °C	$\tau$ , хв
Основний	0	50	30	2,0
Інтервал варіювання	$\Delta \bar{X}_i$	30	10	1,9
Верхній	+1	80	40	3,9
Нижній	-1	20	20	0,1

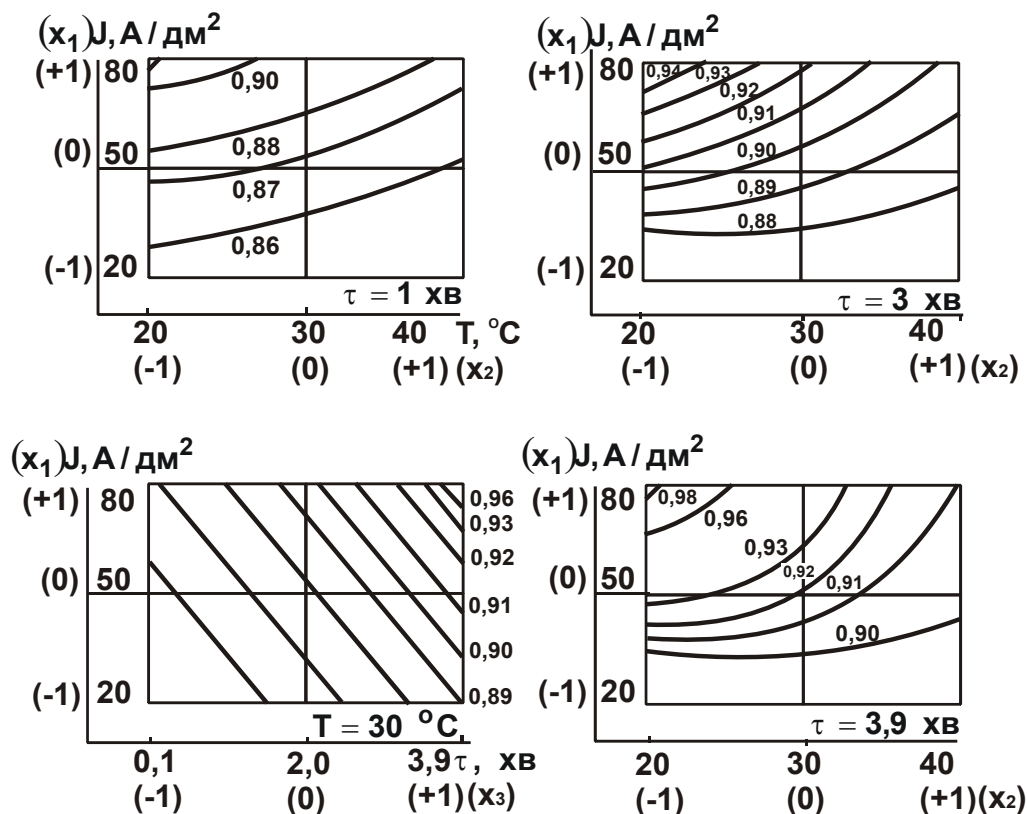
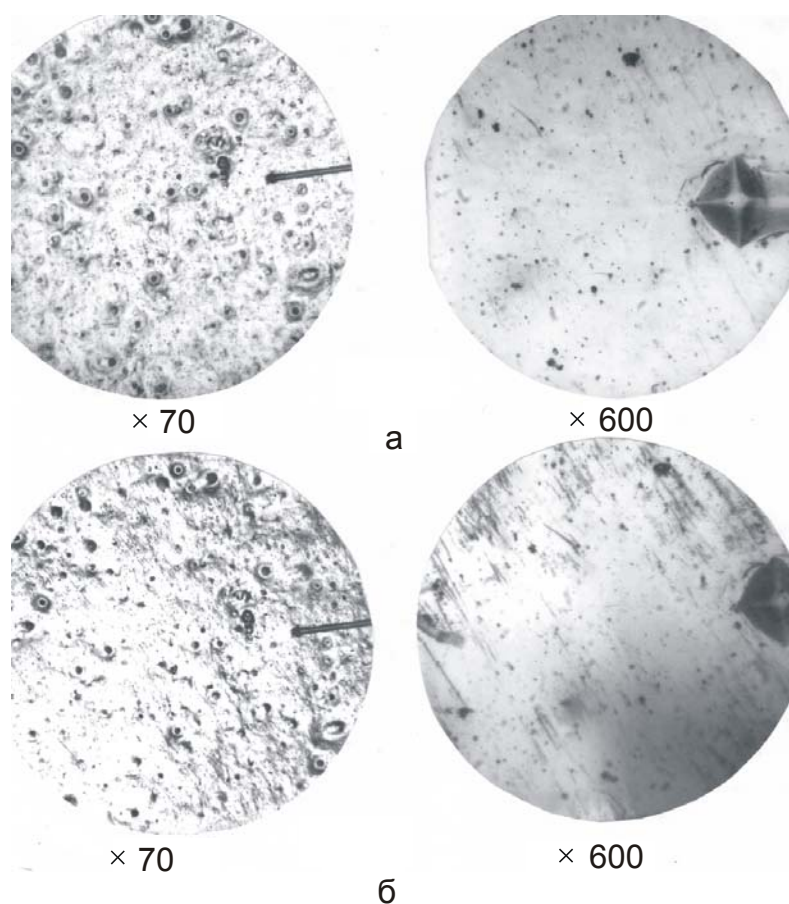


Рис. 3.21. Залежність критерію шорсткості поверхні  $F'$  від значень параметрів режиму електрохімічного полірування

Аналіз моделі вказує на різний вплив урахуваних чинників (для обраних інтервалів їхньої зміни) на шорсткість поверхні. Найбільше впливає на критерій шорсткості поверхні тривалість полірування  $\tau$ , а найменше – щільність технологічного струму  $I$ . Незначно впливає на критерій шорсткості поверхні порівняно з іншими параметрами температура електроліту  $T$ .

Спільний вплив технологічного струму та температури електроліту залежно від тривалості обробки збільшує значення параметрів шорсткості поверхні, що, очевидно, негативно впливає на стабільність властивостей у процесі тривалого зберігання й експлуатації виробу з мідноберилієвого сплаву (рис. 3.22).

Електрохімічна обробка може з успіхом застосовуватися для забезпечення світлорозсіювальних властивостей поверхонь [177]. Так, після електрохімічного витравлювання поверхонь деталей зі сталі Ст3 (ДСТ 1050–88) їх світловідбивальна здатність відповідала 30 %, а після покриття “блискучим” хромом – 50 %.



**Рис. 3.22. Фотографії поверхні стрічки зі сплаву БрБНТ1,7 після електрохімічного полірування (а) і після зберігання в атмосферних умовах (б) протягом 135 діб**

Установлено, що світлорозсіювальні властивості поверхонь, які досягаються за рахунок відносно невеликої висоти нерівностей, поліпшують естетичні властивості оброблених поверхонь.

### **3.3. Формування шорсткості й оптичних характеристик електроосаджених покриттів на поверхнях**

Електроосаджені покриття на поверхнях деталей з алюмінієвих і титанових сплавів знайшли застосування в системах терморегулювання літальних апаратів [61]. Відома робота [41], присвячена вивченню шорсткості електроосаджених поверхонь, однак у ній наведено недостатньо інформації про взаємозв'язок параметрів шорсткості поверхонь із її оптичними властивостями. Оцінювання параметрів шорсткості поверхні утруднено через неприйнятність стандартних методик для їх оцінювання, які не дозволяють оцінювати розвинений рельєф шарів, пор та інших характерних для електроосадження форм і розмірів нерівностей.

Для деталей, які працюють в умовах дії світлового потоку, відношення  $A_S / \varepsilon$  повинне бути меншим одиниці та прагнути до нуля. Тому для досліджень обрані матеріали, що знайшли найбільше застосування у виробництві літальних апаратів: Амг3, Амг6, Д16, ВТ6, ВТ14 і ВТ20. Перед нанесенням покриттів підготовку поверхні проводили механічним і хімічним способами. На поверхні зразків розмірами 5×50×50 мм (з листового прокату) отримували покриття хромом, нікелем, оксидуванням і анодуванням. Товщина нікелевих і хромових покриттів до 3 мкм, анодованих до 30 мкм. Анодування проводили в сірчаноокислотному розчині в умовах кімнатної температури та щільності струму 1 ... 1,5 А/дм<sup>2</sup> для отримання плівок товщиною 3 ... 12 мкм, коли формуються безбарвні плівки. Процес глибокого анодування здійснювали за методом потужності, що подається, за температури 8 – 12 °С і початковій анодній щільності струму 10 А/дм<sup>2</sup>. Напруга в такому випадку змінювалася від 20 до 22 В.

Плівки на поверхні зразків формувалися зі швидкістю 2 мкм/хв. Зразки із плівкою товщиною у 30 мкм мали гладку поверхню чорного кольору. Оскільки область отримання білих, щільних анодних оксидів перебуває в достатньо вузьких межах зміни технологічних параметрів, анодування здійснювали у двокомпонентному розчині на основі сірчаної кислоти й трикомпонентному розчині на основі сульфосаліцилової кислоти. Температура розчину варіювалася в інтервалі 20 ... 50 °С, напру-

га – 30 ... 55 В (вольтостатичний режим), щільність технологічного струму – 2 ... 4 А/дм<sup>2</sup> (гальваностатичний режим). Контроль товщини здійснювали на вертикальному оптиметрі. Шорсткість поверхонь оцінювали на приладі моделі 252 й електронному мікроскопі. Коефіцієнти поглинання  $A_s$  та випромінювання  $\varepsilon$  оцінювали на фотометрі ФМ 59 і терморадіометрі ТІС. У результаті досліджень установлена залежність оптичних властивостей поверхонь від їх попередньої обробки.

Покриття поверхонь зразків нікелем і хромом для рівних значень параметрів шорсткості поверхні характеризувалися наступними значеннями поглинальної та випромінювальної здатностей:

для чорного хрому –  $A_s$  (0,97 ... 0,98) і  $\varepsilon$  (0,93);

для чорного нікелю –  $A_s$  (0,95 ... 0,96) і  $\varepsilon$  (0,08 ... 0,2).

Вивчення поверхонь за фотографіями електронного мікроскопа показало розходження субмікрошорсткості поверхні покриттів.

Поверхні характеризуються розвиненим рельєфом з великим набором мікронерівностей різних порядків малості: від 1 000 до 100 000 Å та значною довжиною глибини западин (нерівності зі східчастими шарами). Поверхні, покриті чорним нікелем, характеризуються низькими значеннями випромінювальної здатності ( $A_s / \varepsilon = 11,8 \dots 4,8$ ), що пояснюється високою електропровідністю нікелю, солей нікелю та цинку, а дуже розвинена поверхня забезпечує підвищену поглинальну здатність.

Оксидування зразків із алюмінієвих сплавів здійснювали в наступній послідовності: обробка до витравлювання (органічний розчинник або органічний розчинник +HNO<sub>3</sub>, або NaOH + HNO<sub>3</sub>), потім – витравлювання від 5 до 40 хв і наступне оксидування від 15 до 30 хв (рис. 3.23).

Установлено, що хімічне фрезерування перед витравлюванням поверхонь зменшує значення відношення  $A_s / \varepsilon$  для сплаву АМг3 від 3 до 2,5; для сплаву АМг6 – від 2,5 до 2,0.

У більшості випадків збільшення часу витравлювання й оксидації сприяє підвищенню поглинальної та випромінювальної здатностей поверхні. Для зразків після їх хімічного фрезерування подібного збільшення не спостерігається, а це, очевидно, і призводить до зниження значень відношення  $A_s / \varepsilon$ . У процесі анодування зразків із алюмінієвих сплавів у стані поставки після попереднього хімічного полірування спостерігається великий розкид за значеннями коефіцієнтів  $A_s$  і  $\varepsilon$ , що можна пояснити нерівномірністю зняття плакованих шарів.

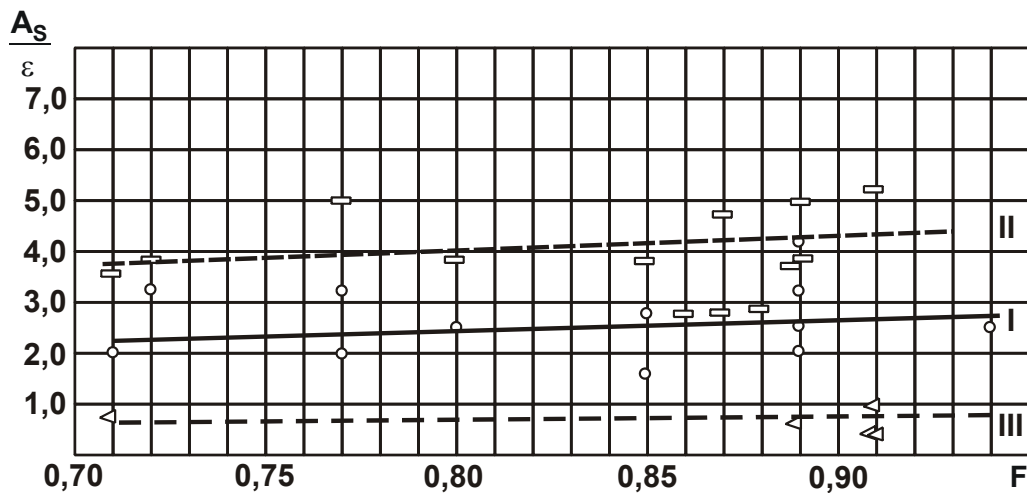


Рис. 3.23. Залежність відношення  $A_S / \varepsilon$  від значень чинника шорсткості поверхні  $F$

Умовні позначення: I – вихідний стан перед нанесенням покриттів; II – після оксидування; III – після анодування.

Попередня обробка піском або металевим дробом підвищує поглинальну здатність  $A_S$ . Попереднє хімічне фрезерування збільшує значення  $A_S$  до 0,8 ... 0,9 для сплаву АМг6 і 0,4 ... 0,5 – для сплаву Д16.

Фарбування в чорний колір забезпечує найбільші значення коефіцієнтів  $A_S$ : для АМг6 – до 0,88 ... 0,92 і для сплаву Д16 – 0,65 ... 0,8.

Значення коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$  майже не залежить від попередніх способів підготовки поверхонь перед анодуванням і перебуває в межах 0,8 ... 0,9.

Найменші значення відношення  $A_S / \varepsilon$  для анодованих поверхонь досягаються в умовах наповнення у воді та хромпіку зразків у стані їх поставки:

для сплаву АМг6:  $A_S / \varepsilon = 0,27$  (у воді); 0,24 (у хромпіку);

для сплаву Д16:  $A_S / \varepsilon = 0,2$  (у воді); 0,22 (у хромпіку).

Хімічне полірування до анодування підвищує значення відношення  $A_S / \varepsilon$  до 0,5 ... 0,8.

Для зразків після глибокого анодування обробка їх поверхні перед анодуванням практично не впливає на коефіцієнт поглинання поверхні, що, очевидно, можна пояснити порівняно великою товщиною анодного покриття (оксиду) – до 30 мкм.

Однак попередня обробка вихідної поверхні впливає на інші властивості оксидних покриттів (щільність і рівномірність плівки, її адгезійні



властивості). Тому для отримання якісних покриттів можна рекомендувати підготовку поверхонь деталей із застосуванням змінного струму промислової частоти в розчинах, які містять сірчану кислоту ( $\text{H}_2\text{SO}_4$  – 400 г/л). Щільність технологічного струму – 70 мА/дм<sup>2</sup>.

Анодування зразків зі сплавів ВТ14 і ВТ20 здійснюють варіюванням концентрації соляної кислоти в електроліті від 30 до 60 г/л за температури від 30 до 50 °С, що впливає на оптичні властивості ( $A_s$  перебуває в межах 0,47 ... 0,61, а  $\varepsilon$  – у межах 0,76 ... 0,86). Таке значення характеристик поглинальної та випромінювальної здатностей, очевидно, пов'язане з тим, що зміна технологічних параметрів у зазначених межах, впливаючи на адгезію покриттів, не призводить до зміни структури та складу анодних оксидів. Плівки, сформовані на цих сплавах, матові, білого кольору з незначною зміною відтінку від жовтуватого до рожевого.

Оскільки на сплаві ВТ6 під час анодування у двокомпонентному розчині формуються пофарбовані плівки внаслідок достатньо великої кількості ванадію в складі сплаву, варіювання параметрів процесу анодування призводить до деякої зміни складу та фарбування плівок, а відповідно, й до зміни випромінювальних властивостей анодованої поверхні.

Для досліджуваних титанових сплавів зміна складу (ВТ6 ... ВТ20) незначно впливає на зміну випромінювальної та поглинальної здатностей після анодування (для випадку формування білих анодних оксидів).

Електроосаджені покриття на поверхнях деталей із алюмінієвих і титанових сплавів рекомендується застосовувати для виготовлення деталей систем терморегулювання літальних апаратів.

### **Висновки до розділу 3**

Проведено комплекс експериментальних досліджень установлення зв'язків параметрів шорсткості обробки  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_a/R_{\max}$  і чинника шорсткості з оптичними характеристиками поверхонь, оброблених різними механічними та фізико-технічними методами (точінням і тонким точінням алмазним інструментом, фрезеруванням, шліфуванням, вигладжуванням кулею, гідроабразивною обробкою й обробкою металевим дробом, абразивним поліруванням, електрохімічним поліруванням та ін.). Установлено чіткий взаємозв'язок між відношенням параметрів шорсткості  $R_a/R_{\max}$ , чинником шорсткості та коефіцієнтами відбиття, поглинання та випромінювання. Доведено, що меншим значенням  $R_a/R_{\max}$  відповідають біль-

ші значення чинника шорсткості та коефіцієнта відбиття й менші значення коефіцієнтів поглинання та випромінювання. У даному випадку відношення  $R_a/R_{max}$  змінюється в більших межах (0,033 ... 0,16), ніж чинник шорсткості (0,84 ... 0,967 – для зразків із прокату з алюмінієвого сплаву АМг4), що вказує на важливість використання даного відношення для оцінювання шорсткості світловідбивальних здатностей оброблених поверхонь. Отримані експериментальні значення узгоджуються з теоретичними значеннями.

Експериментально встановлено, що з усіх досліджуваних методів обробки найбільш ефективними з погляду підвищення коефіцієнта відбиття оброблених поверхонь є тонке точіння алмазним інструментом, алмазне вигладжування й алмазно-абразивна обробка: абразивне й абразивно-електрохімічне полірування. Дані методи забезпечують найменші значення  $R_a/R_{max}$  і найбільші значення чинника шорсткості.

Установлено, що для створення високосвітловідбивальних поверхонь (в умовах забезпечення дзеркального характеру відбиття) жорстких деталей з алюмінієвих і мідних сплавів більш ефективно застосовувати методи тонкого точіння алмазним інструментом і алмазним вигладжуванням, а для деталей з тонкого листа та стрічок – методи абразивного й абразивно-електрохімічного полірування, які забезпечують зниження силової напруженості процесу обробки деталей. Для створення високосвітловідбивальних поверхонь (в умовах забезпечення дифузійного характеру відбиття, для якого відношення коефіцієнтів поглинання та випромінювання приймає відносно невеликі значення) ефективно застосовувати струминно-абразивну обробку.

Експериментально доведена ефективність абразивного полірування алмазними пастами із зернами АСМ 2/1, яке забезпечує утворення поверхневого шару з найменшими значеннями коефіцієнта поглинання (найбільшими значеннями коефіцієнта відбиття). Проведено оптимізацію обробки за критерієм шорсткості та визначений переважний вплив окружної швидкості полірувальника на формування шорсткості поверхні.

Експериментально встановлено, що введення полімеру в абразивну сполуку призводить до підвищення інтенсивності знімання матеріалу за рахунок хімічної дії на оброблювану поверхню. Найбільша продуктивність досягається в процесі обробки абразивними сполуками з меншим розміром зерен. Уведення полімеру до абразивної сполуки підвищує згладжування поверхні. На цій основі розроблена та захищена

авторським посвідченням на винахід ефективна абразивна сполука, яка містить 5 ... 8 % алмазного мікропорошку, 5 ... 7 % – полівінілацетатної дисперсії, а інше – дистильована вода.

Застосування абразивного та подальшого електрохімічного полірування підвищує відбивну здатність оброблених поверхонь штанг із мідно-берилієвих сплавів у середньому до 75 ... 78 %. Це досягається за рахунок збільшення щільності струму до 70 А/дм<sup>2</sup> і температури електроліту до 70 °С. Більшим значенням щільності струму та температури електроліту (у межах 30 ... 100 °С) відповідають більші значення товщини знятого шару матеріалу. Зі збільшенням часу обробки коефіцієнт поглинання поверхні зменшується більш інтенсивно в межах 60 с. В умовах абразивно-електрохімічного полірування відбувається поліпшення характеристик оброблюваних хромо-нікелевих і мідно-берилієвих сплавів.

Доведено, що здійснення абразивного та подальшого електрохімічного полірування електроконтактним способом ефективніше ванного способу за рахунок активації відновлення та зняття прианодного шару.

Обґрунтовано ефективність застосування двоступеневої обробки для стрічок мідно-берилієвих сплавів: абразивне полірування для зняття окисної плівки та подальша пасивуюча анодна обробка тривалістю 15 с.

Результати досліджень показали, що оцінювання роботи виходу електронів і чинник шорсткості поверхні використовують для описання та контролю фізико-хімічного стану оброблених поверхонь. Максимальним значенням чинника шорсткості відповідають максимальні значення КРП, а мінімальні значення КРП відповідають забрудненому або окисленому поверхневому шару.

Установлено, що для створення світлорозсіювальних поверхонь (для забезпечення дифузійного характеру відбиття, для якого відношення коефіцієнтів поглинання та випромінювання  $A_S / \varepsilon$  приймає невеликі значення) найбільш ефективними є струминно-абразивна обробка, хімічне й електрохімічне травлення, обкатування поверхонь еластичним інструментом, а також нанесення покриттів електроосадженням. Тому в роботі проведений комплекс експериментальних досліджень для створення світлорозсіювальних поверхонь шляхом нанесення покриттів електроосадженням. Найменші значення відношення  $A_S / \varepsilon$  для анодованих поверхонь досягаються за умови наповнення у воді та хромпіку зразків у стані поставки: для сплаву АМгб –  $A_S / \varepsilon = 0,27$  (у воді), 0,24 (у хромпіку); для сплаву Д16 –  $A_S / \varepsilon = 0,2$  (у воді), 0,22 (у хромпіку).

## **Розділ 4. Розроблення та впровадження ефективних технологій фінішної обробки світловідбивальних поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок**

### **4.1. Розроблення та впровадження технології фінішної обробки довгомірних трубчастих елементів**

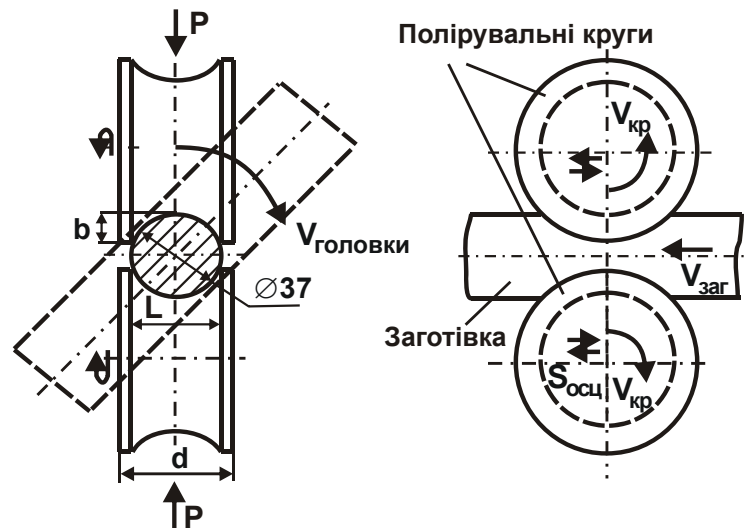
#### **4.1.1. Розроблення аналітичної моделі стійкості трубчастої заготовки під час її абразивної обробки й обґрунтування параметрів режиму різання**

Деталі з тонких стрічок можна віднести до особливотонкостінних оболонок. Трубчастий елемент довжиною 25 м, виготовлений зі стрічки товщиною 0,15 мм, відноситься до особо тонкостінних стержнів незалежно від конфігурації поперечного перерізу. До поверхонь таких деталей висуваються дуже високі вимоги: максимальні значення відбивної та випромінювальної здатності за умови мінімальних значень поглинальної здатності. Під час їх механічної обробки виникає необхідність регулювання та управління силовими діями в зоні обробки. У цих умовах найбільш прийнятною є абразивна обробка, яка може бути реалізована за умови незначних силових дій.

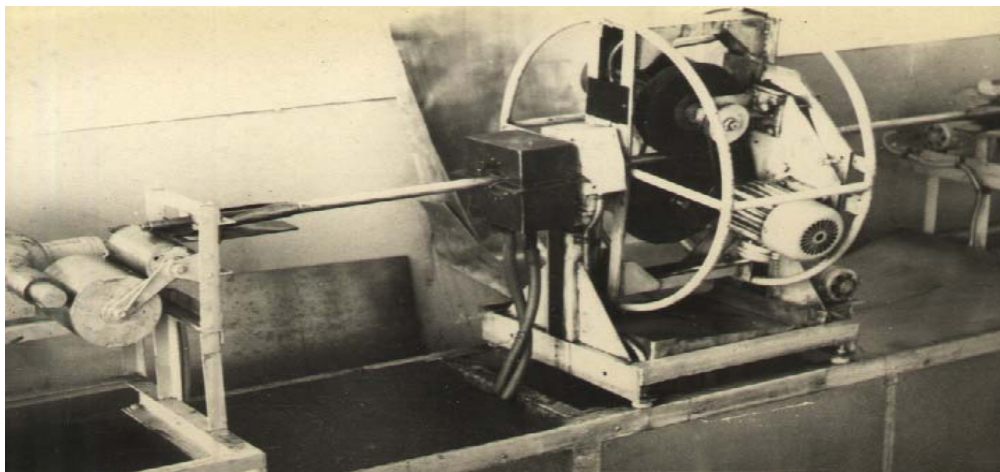
Відомі роботи [20; 21] з розрахунку стрічкових пружин на основі теорії оболонок, однак у цих роботах не розглядається обґрунтування граничних значень параметрів режимів їх механічної обробки. Обробка трубчастих заготовок здійснюється за планетарною схемою (рис. 4.1). Інтервали варіювання відношень окружних швидкостей абразивних кругів під час обертання навколо власної осі й осі виробу, властивості значень окружних швидкостей, а також значення швидкості подачі заготовки та тиску інструмента будуть обмежуватися втратою стійкості пружинної стрічки під дією виниклих у процесі обробки сил. Однак у науково-технічній літературі відсутня методика з обґрунтування критичних значень параметрів режимів для подібних умов обробки.

Особливість тонкостінних трубчастих заготовок із незамкнутим перетином полягає в тому, що вони можуть під час крутіння отримувати

деформації від поздовжніх подовжень (дія нормальних поздовжніх напружень). Нормальні поздовжні напруження, які виникають внаслідок депланації перетину, можуть досягати великих значень. Тому важливо розробити модель гнучко-крутильного стану трубчастої заготовки зі стрічки для оцінювання граничних значень параметрів режимів їх абразивної обробки. Тому слід розглянути два можливих у процесі обробки стани: крутіння та поздовжній стиск.



а



б

Рис. 4.1. Схема полірувальної головки  $V_{\text{головки}}$  (а) та пристрій для абразивної обробки (б) трубчастих елементів зі стрічок

Під час крутіння оброблювані заготовки характеризуються невеликою жорсткістю. Вільне крутіння має місце за умови необмеженої депланації перетинів. У цьому випадку розподіл дотичних напружень у всіх перетинах залишається однаковим. Відстань між перетинами уздовж будь-якої утворюючої у вільному крутінні не змінюється й, отже, у перетинах

не виникає нормальних напружень. Дотичні напруження чистого крутіння  $\tau_k$  призводять до пар сил, які складаються із суми моментів внутрішніх сил (рис. 4.2) [19]:

$$\sum M_{\text{ч}} = M_k; \quad \tau_k = \frac{M_k}{I_k} \cdot t = \frac{M_k}{W_k}, \quad (4.1)$$

де  $M_k$  – момент чистого крутіння;

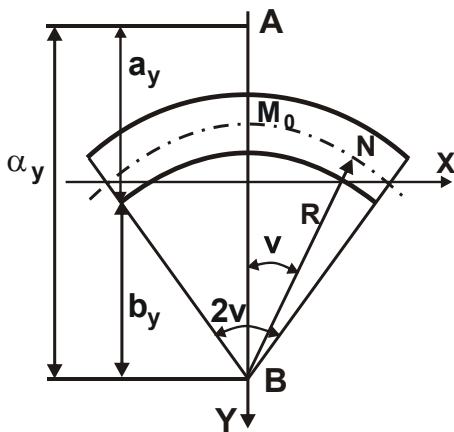
$I_k$  – момент інерції під час крутіння ( $\sim 0,3BS^3$ );

$W_k$  – момент опору під час крутіння ( $\sim 0,3BS^2$ );

$t$  – товщина стінки перетину в розглянутій точці;

$B$  – ширина розгорнення;

$S$  – товщина заготовки.



**Рис. 4.2. Схема розташування координатних осей на перетині заготовки**

*Умовні позначення:*  $R$  – радіус дуги серединної лінії перетину заготовки;  $S$  – товщина стінки перетину заготовки;  $\alpha$  – половина центрального кута.

В умовах вільного крутіння дотичні напруження в межах товщини стінки спрямовані в протилежні сторони уздовж середньої лінії поперечного перерізу. Максимальні дотичні напруження будуть виникати в більш товстих місцях перетину. Якщо вільна депланація перетинів заготовки неможлива, то такий вид крутіння (стиснутий) супроводжується вигином окремих елементів заготовки. Водночас відстані між окремими точками перетинів змінюються, тобто змінюються довжини поздовжніх волокон, виникають нормальні поздовжні напруження.

В умовах стиснутого крутіння з'являються додаткові дотичні напруження від дії поперечних сил (секторальні дотичні напруження  $\tau_{\omega}$ ). Відповідно до гіпотези теорії тонкостінних оболонок, матеріал на серединних поверхнях заготовки під час стиснутого крутіння не перетерплює зрушень, контури перетинів не змінюються. Виниклі при цьому напруження  $\tau_k$ ,  $\tau_{\omega}$  і  $\sigma_{\omega}$  обчислюються за формулами:

$$\tau_k = \frac{M_k}{I_k} \cdot S; \quad \tau_\omega = \frac{M_\omega \cdot S_\omega}{t \cdot I_\omega}; \quad \sigma_\omega = \frac{B \cdot \omega}{I_\omega}, \quad (4.2)$$

де  $M_k$  – момент чистого крутіння;

$M_\omega$  – вигинно-крутний момент;

$S_\omega$  – секторальний статичний момент відсіченої частини;

$I_\omega$  – секторальний момент інерції;

$\omega$  – секторальна площа;

$B$  – вигинно-крутний бімомент;

$$\begin{aligned} M_k &= G I_k \cdot \varphi'; & B &= -E I_\omega \cdot \varphi''; & M_\omega &= -E I_\omega \cdot \varphi'''; \\ \omega &= \int_S r \cdot ds; & S_\omega^0 &= \int_{F_{\text{відсіч}}} \omega \cdot dF; & I_\omega &= \int_F \omega^2 \cdot dF. \end{aligned} \quad (4.3)$$

Диференціальне рівняння кутів закручування  $\varphi$  для вигинного крутіння:

$$E I_\omega \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_k \cdot \varphi'' + m = 0, \quad (4.4)$$

де  $m$  – інтенсивність зміни зовнішнього крутного моменту.

Загальний інтеграл неоднорідного диференціального рівняння:

$$\varphi = C_1 + C_2 \cdot z + C_3 \cdot \text{shk} \cdot z + C_4 \cdot \text{chk} \cdot z + \varphi_A(z), \quad (4.5)$$

де  $z$  – вісь аплікату, яка спрямована уздовж заготовки;

$k = \sqrt{\frac{G \cdot I_k}{E \cdot I_\omega}}$  – вигинно-крутильна характеристика заготовки;

$C_1, C_2, C_3, C_4$  – довільні постійні, які визначаються з граничних умов;

$\varphi_A(z)$  – часткове розв'язання неоднорідного рівняння, яке підбирається залежно від виду навантаження.

Залежностями (4.1) – (4.5) визначається напружено-деформований стан металу під час вигинного крутіння тонкостінної трубки [20].

Важливо розглянути крутіння тонкостінної заготовки з незамкнутим перетином в умовах навантаження крутним моментом  $M_{кр}$  на одному торці та наступних умовах закріплення (рис. 4.3):

випадок 1: на кінці заготовки, де прикладений крутний момент, можлива депланація поперечного перерізу і його поворот, а в закріпленні заготовки можлива депланація та неможливий поворот перетину;

випадок 2: у закріпленні заготовки неможлива депланація та поворот перетину;

випадок 3: на вільному кінці заготовки депланація неможлива, а в закріпленні заготовки неможлива депланація та поворот перетину.

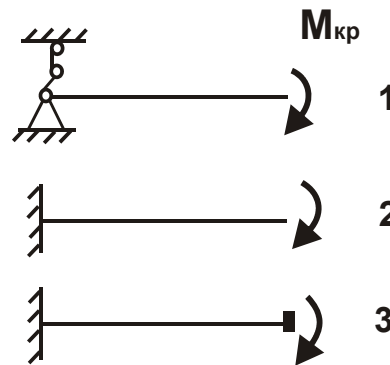


Рис. 4.3. Три варіанти навантаження трубчастої заготовки, що скручується, з розімкнутим перетином

Жорсткість під час крутіння [20] дорівнює відношенню зовнішнього крутного моменту  $M_{кр}$  до відносного кута закручування  $d\varphi/dz$ . В умовах стиснутого крутіння відносний кут закручування  $d\varphi/dz$  залежить від аплікати  $z$ , тому необхідно користуватися усередненим за довжиною відносним кутом закручування:

$(\frac{d\varphi}{dz})_{cp} = \frac{1}{\ell} \int_0^{\ell} \frac{d\varphi}{dz} dz = \frac{\varphi(\ell)}{\ell}$ , де  $\varphi(\ell)$  – кут закручування торцевого перетину тонкостінної заготовки.

Жорсткість  $G$  під час стиснутого крутіння визначається:

$$G = \frac{M}{(\frac{d\varphi}{dz})_{cp}} = \frac{M \cdot \ell}{\varphi(\ell)}. \quad (4.6)$$

Під час навантаження заготовки зосередженим зовнішнім крутним моментом  $M_{кр}$  його інтенсивність зміни дорівнює нулю, диференціальне рівняння кутів закручування (4.4) є однорідним, тоді  $\varphi_A(z) = 0$ .

Під час закріплення (випадок 1) краєві умови набувають вигляду:



якщо  $z = 0 \rightarrow \varphi = 0, \varphi' = 0;$

$$\text{якщо } z = \ell \rightarrow \varphi'' = 0, \quad \varphi''' - k^2\varphi' = -\frac{M}{EI_{\omega}}. \quad (4.7)$$

Із залежностей (4.5) і (4.7) отримано:  $C_1 = C_3 = C_4 = 0;$   $C_2 = M/GI_k.$

Тоді з залежностей (4.3), (4.5), (4.6), (4.7) випливає:

$$\varphi = \frac{Mz}{GI_k}; \quad M_k = M; \quad B = 0; \quad M_{\omega} = 0; \quad G_1 = \frac{M\ell}{\varphi(\ell)} = G \cdot I_k. \quad (4.8)$$

У закріпленні заготовки (випадок 2) краєві умови набувають наступного вигляду:

якщо  $z = 0 \rightarrow \varphi = 0, \quad \varphi' = 0;$

$$\text{якщо } z = \ell \rightarrow \varphi'' = 0, \quad \varphi''' - k^2\varphi' = -\frac{M}{EI_{\omega}}. \quad (4.9)$$

Постійні  $C_i$  визначаються:

$$C_1 = \frac{M \cdot \text{thk} \cdot \ell}{k^3 EI_{\omega}}; \quad C_2 = -\frac{M}{k^2 \cdot EI_{\omega}}; \quad C_3 = \frac{M}{k^2 \cdot EI_{\omega}}; \quad C_4 = -\frac{M \cdot \text{thk} \cdot \ell}{k^2 \cdot EI_{\omega}}.$$

Тоді кут закручування  $\varphi$  і моменти  $M_k$  і  $M_{\omega}$  опишуться:

$$\begin{aligned} \varphi &= \frac{M}{k^2 \cdot EI_{\omega} \text{chk} \ell} [k \cdot z \cdot \text{chk} \cdot \ell - \text{shk} \cdot \ell + \text{shk}(\ell - z)]; \\ M_k &= \left[ 1 - \frac{\text{chk}(\ell - z)}{\text{chk} \cdot \ell} \right]; \quad B = -\frac{M}{k} \cdot \frac{\text{shk}(\ell - z)}{\text{chk} \cdot \ell}; \\ M_{\omega} &= M \frac{\text{chk}(\ell - z)}{\text{chk} \cdot \ell}; \quad G_2 = \frac{M\ell}{\varphi(\ell)} = \frac{G \cdot I_k}{1 - \frac{\text{thk}\ell}{k\ell}}. \end{aligned} \quad (4.10)$$

У закріпленні заготовки (випадок 3) краєві умови набувають наступного вигляду:

якщо  $z = 0 \rightarrow \varphi = 0, \varphi' = 0$ ;

якщо  $z = \ell \rightarrow \varphi'' = 0, \varphi''' = \frac{M}{EI_\omega}$ .

Постійні  $C_i$  визначаються:

$$C_1 = \frac{M \cdot (1 - \operatorname{ch} k \ell)}{k^3 \cdot EI_\omega \cdot \operatorname{sh} k \ell}; C_2 = \frac{M}{k^2 \cdot EI_\omega}; C_3 = -\frac{M}{k^3 \cdot EI_\omega}; C_4 = \frac{M \cdot (\operatorname{ch} k \ell - 1)}{k^3 \cdot EI_\omega \cdot \operatorname{sh} k \ell}. \quad (4.11)$$

Відповідно, кут закручування  $\varphi$  і моменти  $M_k$  і  $M_\omega$  опишуться залежностями:

$$\begin{aligned} \varphi &= \frac{M}{k^3 \cdot EI_\omega} \left[ k \cdot z - \operatorname{sh} k z + \frac{1 - \operatorname{ch} k \ell}{\operatorname{sh} k \ell} (1 - \operatorname{ch} k z) \right]; \\ M_k &= \left[ 1 - \operatorname{ch} k z - \frac{(1 - \operatorname{ch} k \ell)}{\operatorname{sh} k \ell} \operatorname{sh} k z \right]; \quad B = \frac{M}{k} \cdot \left[ \operatorname{sh} k z + \frac{1 - \operatorname{ch} k \ell}{\operatorname{sh} k \ell} \operatorname{ch} k z \right]; \\ M_\omega &= M \cdot \left[ \operatorname{ch} k z + \frac{(1 - \operatorname{ch} k \ell)}{\operatorname{sh} k \ell} \operatorname{sh} k z \right]; \quad G_3 = \frac{M \cdot \ell}{\varphi(\ell)} = \frac{GI_k}{\left( 1 - \frac{2}{kl} \operatorname{th} \frac{kl}{2} \right)}. \quad (4.12) \end{aligned}$$

З огляду на те, що функція  $\operatorname{th}$  за позитивних значень аргументу близька до одиниці, повинна виконуватися нерівність  $G_3 > G_2 > G_1$  (зіставлення залежностей (4.8), (4.10), (4.12)). Тому з підвищенням міцності закріплення жорсткість заготовки на крутіння зростає.

Для визначення жорсткості заготовки під час крутіння за залежностями (4.8), (4.10) і (4.12) необхідно обчислити момент інерції під час крутіння  $I_k$ , секторальний момент інерції  $I_\omega$  і вигинно-крутильну характеристику трубчастої заготовки  $k$ . Це можна розглянути на прикладі сектора кругового кільця (в умовах обробки заготовки на оправленні стрічку розвертають до зіткнення кромки). Площа поперечного перерізу дорівнює  $F = bS = 2R \cdot \alpha \cdot S$ . Координати умовного центра ваги сектора кругового кільця із зовнішнім  $r_1 = R + S/2$  і внутрішнім  $r_2 = R - S/2$  радіусами визначаються:

$$b_x = 0; \quad b_y = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sin \alpha}{\alpha} \cdot \frac{(r_1^3 - r_2^3)}{(r_1^2 - r_2^2)}. \quad (4.13)$$

Після перетворень значень координат отримано:

$$b_x = 0; \quad b_y \approx R \frac{\sin \alpha}{\alpha}. \quad (4.14)$$

Полярний момент інерції:

$$I_p = \frac{\alpha}{2} (r_1^4 - r_2^4). \quad (4.15)$$

З урахуванням залежності (4.13) отримано:  $I_p \approx 2R^3 \cdot \alpha \cdot S$ . Тоді

$$dF = RSdv; \quad x = R \sin v. \quad (4.16)$$

Зневажаючи моментом інерції елемента  $dF = t dS$  відносно дотичної до дуги контуру перетину порівняно з моментом інерції всього перетину, можна записати:  $I_y = \int_F x^2 dF$ . З урахуванням залежності (4.16) отримано:

$$I_y = \int_{-\alpha}^{\alpha} R^3 \cdot t \cdot \sin^2 v dv = R^3 S (\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha). \quad (4.17)$$

Момент інерції  $I'_x$  відносно осі, що проходить через геометричний центр перетину  $B$  паралельно осі  $X$ , визначається із (4.16) і (4.17):

$$I'_x = I_p - I_y = R^3 \cdot S \cdot (\alpha + \sin \alpha \cdot \cos \alpha). \quad (4.18)$$

Головний центральний момент інерції перетину описується:

$$I_x = I'_x - b_y^2 \cdot F = R^3 \cdot S \cdot \left( \alpha + \sin \alpha \cdot \cos \alpha - \frac{2 \cdot \sin^2 \alpha}{\alpha} \right). \quad (4.19)$$

Для визначення координати центра вигину А слід вибрати полюс В допоміжної секторальної площі в геометричному центрі перетину. Початок відліку секторальної площі  $\omega_B$  необхідно прийняти в точці  $M_0$  перетинання осі симетрії з лінією контуру. Позначаючи через  $V$  центральний кут, який визначає на контурі точку  $M$  із поточною координатою  $S$ , отримані відношення:  $S = R \cdot V$ ;  $y = b_y - R \cdot \cos V$ ;  $\omega_B = R^2 \cdot V$ . Тоді секторально-лінійні статистичні моменти визначаються:

$$S \omega_{Bx} = \int_F x \omega_B dF = \int_{-\alpha}^{\alpha} R^4 t V \sin V dV = R^4 t [\sin V - V \cos V]_{-\alpha}^{\alpha} = 2R^4 t (\sin \alpha - \alpha \cos \alpha);$$

$$S \omega_{By} = \int_F y \omega_B dF = \int_{-\alpha}^{\alpha} R^3 t (b_y - R \cos V) V dV =$$

$$= R^3 t \left[ \frac{b_y}{2} V^2 - R (\cos V - V \sin V) \right]_{-\alpha}^{\alpha} = 0. \quad (4.20)$$

Координати  $\alpha_x$  й  $\alpha_y$  центра вигину на початку координат у геометричному центрі перетину дорівнюють:

$$\alpha_x = a_x - b_x = \frac{S \omega_{By}}{I_x}; \quad \alpha_y = a_y - b_y = -\frac{S \omega_{Bx}}{I_y}. \quad (4.21)$$

Із залежностей (4.17), (4.19) – (4.21) отримано:

$$\alpha_x = 0; \quad \alpha_y = -2R \frac{(\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha)}{(\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha)}. \quad (4.22)$$

Із залежності (4.22) випливає, що центр вигину заготовки знаходиться на осі симетрії. Відстань за віссю симетрії від центра вигину до геометричного центра перетину, що збігається з полюсом В, визначається залежністю (4.22). Тоді з урахуванням залежностей (4.14), (4.21) і (4.22) отримано:

$$a_x = b_x + \alpha_x = 0; \quad a_y = \alpha_y + b_y = R \left[ \frac{\sin \alpha}{\alpha} - 2 \frac{(\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha)}{\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha} \right]. \quad (4.23)$$

Координати центра вигину  $a_x$  й  $a_y$  визначаються як функції кута  $\alpha$ . Центр вигину перебуває поза дугою серединної лінії перетину, тобто  $a_y < 0$ . Для побудови епюри головних секторальних площ необхідно знати розташування головних секторальних точок: головного секторального полюса й головної нульової секторальної точки. Головним секторальним полюсом слід вважати центр вигину А. Головна нульова секторальна точка перебуває в найкоротшій відстані від центра вигину А. Якщо перетин має вісь симетрії, то головна нульова секторальна точка лежить на перетині цієї осі із серединною лінією перетину, а це точка ( $M_0$ ). Епюра головних секторальних площ  $\omega$  визначається за формулою переходу з перенесенням полюса із точки В у точку А:  $\omega = \omega_B = \alpha_y x - \alpha_x y + c$ , де  $\omega_B$  – секторальна площа, отримана з полюса В;  $c$  – постійна, залежна від вибору початку відліку дуги S. Із урахуванням (4.16) і (4.22) отримано:

$$\omega = R^2 \left[ V - 2 \frac{(\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha)}{(\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha)} \sin V \right] + C. \quad (4.24)$$

За умови  $\omega = 0$  та  $V = 0$  визначається постійна  $C$ , яка приймає значення  $C = 0$ . Значення головної секторальної площі  $\omega$  ( $\text{мм}^2$ ) для трубчастості заготовки радіусом 20 мм наведені в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

**Головна секторальна площа  $\omega$ ,  $\text{мм}^2$**

№ п/п	1	2	3	4	5	6	7	8	9
V, градус	0	10	20	30	40	50	60	70	71°37'11"
R = 20 мм, $\alpha = 71^\circ 37' 11''$	0	-11,3	-20	-24	-20,8	-8,56	14,6	50	57,0

Параметри  $I_\omega$ ,  $I_k$ ,  $k$  визначаються:

$$I_\omega = \int_F \omega^2 dF = R^5 t \int_{-\alpha}^{\alpha} \left[ V - 2 \frac{\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha}{\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha} \sin V \right] dV =$$

$$= \frac{2}{3} R^5 S \left[ \alpha^3 - \frac{6(\sin \alpha - \alpha \cos \alpha)^2}{\alpha - \sin \alpha \cos \alpha} \right]; \quad (4.25)$$

$$I_k = \frac{1}{3} b S^3 = \frac{2}{3} R \alpha S^3; \quad (4.26)$$

$$k = \sqrt{\frac{G I_k}{E I_{\omega}}} = \sqrt{\frac{G}{E}} \cdot \frac{S}{R^2} \cdot \sqrt{\frac{\alpha}{\alpha^3 - \frac{6(\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha)^2}{\alpha - \sin \alpha \cos \alpha}}}. \quad (4.27)$$

Після підстановки (4.25) і (4.26) у (4.11) визначено жорсткість:

$$G_1 = \frac{2}{3} G R \alpha S^3 = \frac{1}{3} G b S^3; \quad G_2 = \frac{0,3 \cdot G b S^3}{1 - \frac{\text{th} k l}{k l}}; \quad G_3 = \frac{0,3 \cdot G b S^3}{1 - \frac{2}{k l} \text{th} \frac{k l}{2}}. \quad (4.28)$$

В умовах чистового крутіння жорсткість  $G_1$  пропорційна кубу товщини та не залежить від радіуса  $R$ . В умовах стиснутого крутіння ( $G_2$  і  $G_3$ ) вигинно-крутильна характеристика  $k$  входить під знак  $\text{th}$ , що утруднює аналіз аналітичних залежностей. Результати обчислень жорсткості трубчастих заготовок  $G_1$ ,  $G_2$  і  $G_3$ , які наведені на графіку (рис. 4.4), показують, що жорсткість в умовах крутіння зменшується зі збільшенням радіуса  $R$  і збільшується зі зростанням товщини стрічки  $S$ . Тому слід зупинитися на аналізі поздовжнього стиску заготовки, оскільки можлива втрата її стійкості під час абразивної обробки.

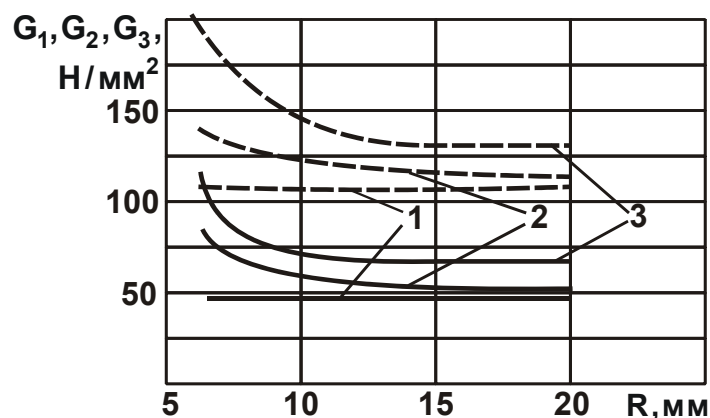


Рис. 4.4. Вплив радіуса трубчастої заготовки та її товщини на значення жорсткості

Умовні позначення: ширина розгорнення – 50 мм; 1, 2, 3 – відповідно, значення  $G_1$ ,  $G_2$ ,  $G_3$  за товщиною стрічки 0,15 мм (суцільна лінія) і 0,2 мм (штрих-пунктирна лінія).

У випадку дії поздовжніх сил під час зустрічного шліфування (полірування) може виникнути явище закручування. Унаслідок цього стає можливим особливий вид втрати стійкості, який виражається в появі закручених або вигинно-закручених форм рівноваги.

Збурена форма рівноваги характеризується трьома функціями:  $U(z)$ ,  $V(z)$  і  $\varphi(z)$  й описується системою трьох диференціальних рівнянь, яка для тонкостінної заготовки незамкнутого перетину (який перебуває в умовах складного опору під час центрального поперечного вигину спільно зі стиском), має вигляд [35]:

$$\begin{cases} EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} - \frac{d}{dz} \left[ N \left( \frac{du}{dz} + a_y \frac{d\varphi}{dz} \right) \right] + \frac{d^2}{dz^2} (M_x \varphi) = 0; \\ EI_x \frac{d^4 V}{dz^4} - \frac{d}{dz} \left[ N \frac{dV}{dz} - a_x \frac{du}{dz} \right] + \frac{d^2}{dz^2} (M_y \varphi) = 0; \\ EI_\omega \frac{d^4 \varphi}{dz^4} - GI_k \frac{d^2 \varphi}{dz^2} - \frac{d}{dz} \left( r_p^2 N + 2\beta_y M_x - 2\beta_x M_y \right) \frac{d\varphi}{dz} - a_y \frac{d}{dz} \left( N \frac{du}{dz} \right) + \\ + a_x \frac{d}{dz} \left( N \frac{dV}{dz} \right) + \left[ q_x^0 (\ell_x - a_x) + q_y^0 (\ell_y - a_y) \right] \varphi + M_x \frac{d^2 u}{dz^2} + M_y \frac{d^2 V}{dz^2} = 0, \end{cases} \quad (4.29)$$

де  $x, y$  – головні центральні осі поперечного перерізу;

$z$  – поздовжня вісь заготовки, що проходить через центри ваги її поперечних перерізів;

$a_x, a_y$  – координати центра вигину поперечного перерізу в системі осей  $x, y$ ;

$\ell_x, \ell_y$  – координати точки прикладення поздовжньої сили в системі головних центральних осей;

$u, V$  – переміщення центра вигину перетину в напрямках осей  $x$  і  $y$ , які виникають внаслідок втрати стійкості плоскої форми вигину;

$\varphi$  – кут закручування перетину;

$I_x, I_y$  – головні центральні моменти інерції поперечного перерізу;

$EI_x, EI_y$  – головні жорсткості в умовах вигину;

$GI_k$  – жорсткість в умовах вільного крутіння;

$I_\omega, EI_\omega$  – секторальний момент інерції та секторальна жорсткість;

$r_p = \sqrt{\frac{I_k + I_y}{F} + a_x^2 + a_y^2}$  – полярний радіус інерції поперечного перерізу;

$N$  – нормальна сила;

$M_x, M_y$  – згинальні моменти;

$q_x^0, q_y^0$  – компоненти навантаження на поперечну смужку;

$$\beta_x = \frac{T_y}{2 \cdot I_y} - a_x;$$

$$\beta_y = \frac{T_x}{2 \cdot I_x} - a_y;$$

$$T_x = \int_F y(x^2 + y^2) dF;$$

$$T_y = \int_F x(x^2 + y^2) dF.$$

У випадку стійкості заготовки, яка навантажена поздовжньою стискаючою силою, система рівнянь (4.29) спрощується. Оскільки обробка заготовки здійснюється на оправленні, то поздовжні сили від двох абразивних кругів (протилежно розташованих) передаються на трубчасту заготовку та проходять через нульові секторальні точки. У цьому випадку зовнішнє бімоментне навантаження відсутнє й опорні перетини заготовки, плоскі до деформації, залишаються плоскими й після деформації. Дія поздовжніх сил виражається в передачі на заготовку осьової сили та згинальних моментів.

У поперечних перерізах діють тільки нормальні напруги, постійні за довжиною (до початку втрати стійкості). Для позацентрового стиску заготовки її пружну рівновагу можна описати системою диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} + P \frac{d^2 V}{dz^2} - P(a_x - l_x) \frac{d^2 \varphi}{dz^2} = 0; \\ EI_x \frac{d^4 V}{dz^4} + P \frac{d^2 V}{dz^2} - P(a_x - l_x) \frac{d^2 \varphi}{dz^2} = 0; \\ EI \omega \frac{d^4 \varphi}{dz^4} + [P(r_p^2 + 2\beta_x l_x + 2\beta_y l_y) - GI_k] \frac{d^2 \varphi}{dz^2} + \\ + P(a_y - l_y) \frac{d^2 u}{dz^2} - P(a_y - l_y) \frac{d^2 V}{dz^2} = 0, \end{cases} \quad (4.30)$$

де  $P$  – стискаюча сила, прикладена на кінцях заготовки.



Для центрально-стислої заготовки  $l_x = l_y = 0$ , тоді рівняння (4.30) приймуть вигляд:

$$\begin{cases} EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} + P \frac{d^2 u}{dz^2} + Pa_y \frac{d^2 \varphi}{dz^2} = 0; \\ EI_x \frac{d^4 V}{dz^4} + P \frac{d^2 V}{dz^2} - Pa_x \frac{d^2 \varphi}{dz^2} = 0; \\ EI_\omega \frac{d^4 \varphi}{dz^4} + (Pr_p^2 - GI_k) \frac{d^2 \varphi}{dz^2} + P \left( a_y \frac{d^2 u}{dz^2} - a_x \frac{d^2 V}{dz^2} \right) = 0. \end{cases} \quad (4.31)$$

З рівнянь (4.29) – (4.31) видно, що якщо  $a_x$  й  $a_y$  не дорівнюють нулю, то у всіх трьох рівняннях члени, які містять кут  $\varphi$ , не приймають нульові значення та втрата стійкості заготовок супроводжується їх закручуванням. Тому тонкостінні заготовки несиметричного профілю, у яких центр вигину не лежить на жодній з головних осей інерції ( $a_x \neq 0$ ;  $a_y \neq 0$ ), завжди будуть втрачати стійкість у змішаній гнучко-крутильній формі, що характеризується поворотом перетинів відносно лінії миттєвих центрів обертання. У зв'язку з цим чисто вигинна форма втрати стійкості для таких заготовок взагалі виявляється неможливою. Виходячи з цього, слід розглянути стійкість однієї тонкостінної заготовки з поперечним перерізом у вигляді кільцевого сектора (див. рис. 4.2).

Нехай вісь  $ou$  є віссю симетрії поперечного перерізу та головною центральною віссю. Тоді  $a_x = 0$  і для центрально-стислого стержня з рівнянь (4.31) отримано:

$$\begin{cases} EI_y \frac{d^4 u}{dz^4} + P \frac{d^2 u}{dz^2} + Pa_y \frac{d^2 \varphi}{dz^2} = 0; \\ EI_x \frac{d^4 V}{dz^4} + P \frac{d^2 V}{dz^2} = 0; \\ EI_\omega \frac{d^4 \varphi}{dz^4} + (Pr_p^2 - GI_k) \frac{d^2 \varphi}{dz^2} + Pa_y \frac{d^2 u}{dz^2} = 0. \end{cases} \quad (4.32)$$

Друге рівняння відповідає чисто вигинній формі втрати стійкості (вигин у площині симетрії перетину), а два інших рівняння – вигинно-

крутильній формі втрати стійкості (вигин із площини симетрії, супроводжуваний закручуванням перетинів).

Слід вважати, що кінцеві перетини заготовки закріплені від поворотів відносно осей  $x$ ,  $y$  і вільні від крутних моментів і сил, що зрушують. Граничні умови мають вигляд:

$$\begin{aligned} \text{якщо } z = 0: \quad & \frac{du}{dz} = \frac{dV}{dz} = \frac{d\varphi}{dz} = 0; \quad \frac{d^3u}{dz^3} = \frac{d^3V}{dz^3} = \frac{d^3\varphi}{dz^3} = 0; \\ \text{якщо } z = \ell: \quad & \frac{du}{dz} = \frac{dV}{dz} = \frac{d\varphi}{dz} = 0; \quad \frac{d^3u}{dz^3} = \frac{d^3V}{dz^3} = 0. \end{aligned} \quad (4.33)$$

Для граничних умов (4.33) рішення (4.32) мають вигляд:

$$u = A \cos \frac{n\pi z}{\ell}; \quad V = B \cos \frac{n\pi z}{\ell}; \quad \varphi = C \cos \frac{n\pi z}{\ell}, \quad (4.34)$$

де  $A, B, C$  – постійні коефіцієнти;  
 $n$  – ціле позитивне число (1, 2, 3 ...).

Після підстановки значення (4.34) у рівняння (4.32) і введення позначення  $\lambda = \frac{n\pi}{\ell}$  отримано систему однорідних рівнянь для визначення невідомих  $A, B$  і  $C$ :

$$\begin{cases} (EI_y \lambda^2 - P) \cdot A - a_y P C = 0; \\ (EI_x \lambda^2 - P) \cdot B = 0; \\ (EI_\omega \lambda^2 + GI_k - r_p^2 P) \cdot C - a_y P A = 0. \end{cases} \quad (4.35)$$

Коефіцієнти  $A, B$  і  $C$  відмінні від нуля, тому з системи рівнянь (4.35) отримано:

$$EI_x \lambda^2 - P = 0; \quad (4.36)$$

$$\begin{vmatrix} EI_y \lambda^2 - P & -Pa_y \\ -Pa_y & EI_\omega \lambda^2 + GI_k - r_p^2 P \end{vmatrix} = 0. \quad (4.37)$$

Тоді критична сила, яка відповідає вигину в площині симетрії, дорівнює  $P_k = \frac{n^2 \pi^2 E I_x}{\ell^2}$ , а рішення  $P = P_1$  і  $P = P_2$  рівняння (4.35) визначають появу вигинно-крутильної форми втрати стійкості:

$$\begin{cases} P_1 = \frac{1}{2 \left( 1 - \frac{a_y^2}{r_p^2} \right)} \left[ P_y + P_\omega - \sqrt{(P_y + P_\omega)^2 - 4P_y P_\omega \left( 1 - \frac{a_y^2}{r_p^2} \right)} \right], \\ P_2 = \frac{1}{2 \left( 1 - \frac{a_y^2}{r_p^2} \right)} \left[ P_y + P_\omega + \sqrt{(P_y + P_\omega)^2 - 4P_y P_\omega \left( 1 - \frac{a_y^2}{r_p^2} \right)} \right], \\ P_x = \frac{n^2 \pi^2 E I_x}{\ell^2}; \quad P_y = \frac{n^2 \pi^2 E I_y}{\ell^2}; \quad P_\omega = \frac{1}{r_p^2} \left( \frac{n^2 \pi^2 E I_\omega}{\ell^2} + G I_k \right). \end{cases} \quad (4.38)$$

Оскільки  $P_1 < P_2$ , то розрахункове значення критичної сили визначається як найменше зі значень  $P_x$  і  $P_1$ . Якщо  $P_x < P_1$ , то раніше виникає вигинна форма втрати стійкості (вигин у площині симетрії), якщо ж  $P_x > P_1$ , то раніше настає вигинно-крутильна форма втрати стійкості (вигин із площини симетрії, супроводжуваний закручуванням перетинів).

В умовах вигинно-крутильної обуреної форми рівноваги заготовки центр повороту перетинів не збігається ні з умовним центром ваги перетину, ні із центром вигину. Координата центра повороту перетину визначається залежністю:

$$C_y = \frac{a_y}{1 - \frac{P}{P_y}}. \quad (4.39)$$

Для перевірки на стійкість і визначення інтервалів варіювання значень окружних швидкостей та тиску інструмента були прийняті геометричні розміри перетинів заготовок зі стрічки 0,15×50 мм і 0,20×50 мм із радіусом кільцевого перетину 7, 12, 14 і 20 мм. Як видно із графіка (рис. 4.5), якщо товщина стрічки 0,15 мм, то величина поздовжньої сили стиску не повинна перевищувати для заготовки зі сплаву марки 36НХТЮ

з розмірами 0,15x50 мм значень 18 Н (для заготовки з радіусом 14 мм) і 11 Н (для заготовки радіусом 20 мм).

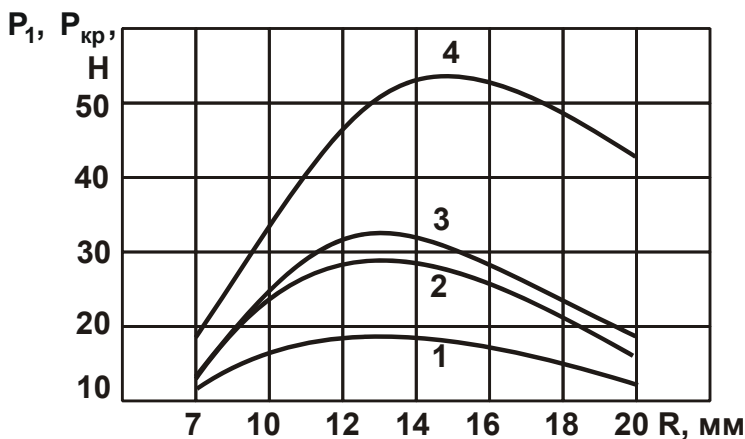


Рис. 4.5. Вплив радіуса трубочасті заготовки й її товщини

на значення критичної сили стиску  $P_{кр}$

Умовні позначення: ширина розгорнення – 50 мм; 1 і 2 –  $P_{кр}$  з товщинами стрічки 0,15 і 0,2 мм; 3 і 4 – сила  $P_1$  з товщинами стрічки 0,15 і 0,2 мм, відповідно.

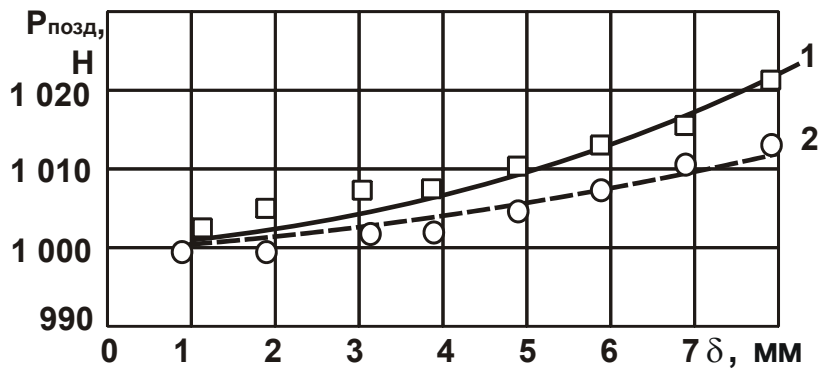
експеримент з оцінювання величин поздовжніх сил, які виникають у штанзі під час роботи полірувальної головки. Переміщення зі зближенням полірувальних кругів з оброблюваною поверхнею оцінювали за допомогою індикаторів годинного типу ІГ-1 (0 ... 10 мм), установлених над полірувальними кругами. У процесі обертання кругів і полірувальної головки індикатори були закриті поліетиленовими пакетами.

Для тарірування переміщення круга  $\delta$  і вимірювання площі плями контакту круга  $F_{пк}$  з оброблюваною поверхнею використовували знімну шліфовану трубку діаметром 37 мм, дорівненим до діаметра робочого оправлення, що розвертає штангу до зіткнення кромків. Поздовжню силу  $P_{позд}$  під час протягання штанги вимірювали пружинним динамометром із ціною розподілу 1 Н.

За результатами експерименту побудована залежність  $P_{позд} = f(\delta)$ . Величина поздовжньої сили включає частину сили, затрачуваної на подолання сил тертя на оправленні, та частину сили, що компенсує силу різання в процесі обробки еластичним полірувальником. На рис. 4.6 показана зміна поздовжньої сили.

Утрата стійкості для таких заготовок відбувається в вигинній формі. Отже, як показує розрахунок, вигинна форма втрати стійкості настає, якщо радіус заготовки більше 12 мм, тобто для умов обробки на оправленні радіусом 20 мм буде тільки вигинна форма. Сила поздовжнього стиску заготовки оброблювальними кругами не повинна перевищувати 20 Н з радіусом заготовки у 12 мм.

Для обґрунтування параметрів режиму абразивної обробки був виконаний



**Рис. 4.6. Залежність величини поздовжньої сили від величини зближення полірувальних кругів  $\delta$**

Умовні позначення: 1 – з окружною швидкістю круга 30 м/с; 2 – за відсутності обертання кругів.

Зі збільшенням зближення кругів з оброблюваною поверхнею збільшується пляма контакту, що призводить до більш інтенсивного приросту величини поздовжньої сили та тиску круга (табл. 4.2). Експериментально встановлено, що величина зближення повстяного круга з оброблюваною поверхнею (з урахуванням результатів моделювання) не повинна перевищувати 8 мм.

Таблиця 4.2

### Значення тиску круга на деталь

Величина зближення $\delta$ , мм	1	2	3	4	5	6	7	8
Сила притиснення круга $P_k$ , Н	0	2	5	10	21	32	41	52
Площа плями контакту $F_k \cdot 10^{-4}$ , м <sup>2</sup>	0,3	5	7	9	10	11	12	13
Тиск круга $p$ , кПа	0	40	70	110	210	290	340	400

З огляду на те, що величина поздовжньої сили  $P_{\text{позд}}$  повинна бути не більше 20 Н ( $P_{\text{кр}}$ ), за графіком на рис. 4.6 вибирається величина зближення  $\delta$  не більше 8 мм (з окружною швидкістю полірувальника у 30 м/с). З урахуванням значень, наведених у табл. 4.2, це відповідає тиску полірувальника на оброблювану поверхню не більше 400 кПа. Тоді для абразивної обробки поверхонь трубчастих заготовок штанг із тонких пружинних стрічок, виготовлених із хромонікелевих і мідно-берилієвих сплавів, може бути рекомендований наступний режим обробки: окружна швидкість повстяних полірувальників з алмазною пастою АСМ 2/1 – 30 м/с; питомий тиск інструмента – до 500 кПа.

## 4.1.2. Оцінювання технологічності конструкції довгомірних трубчастих елементів

Технологічність конструкції довгомірних трубчастих елементів на початкових стадіях їх проектування забезпечується якістю обробленої поверхні, яка характеризується рядом технічних параметрів. Ці параметри обумовлені конструкцією та технологією виготовлення деталей, тому вони можуть виступати як технічні показники обробки.

Для вибору технологічного вирішення необхідно встановити залежності експлуатаційних характеристик деталей від обраних технічних параметрів, які викликані конструкцією та технологією виготовлення (рис. 4.7), і розрахувати припустимі значення цих параметрів за зміною умов їх нормальної роботи. З іншого боку, необхідно встановити залежності технічних параметрів деталей від режимів їх обробки різними методами. Технологічне вирішення вибирають шляхом зіставлення припустимих значень технічних параметрів з умов експлуатації з досяжними шляхом обробки з найменшою технологічною собівартістю.

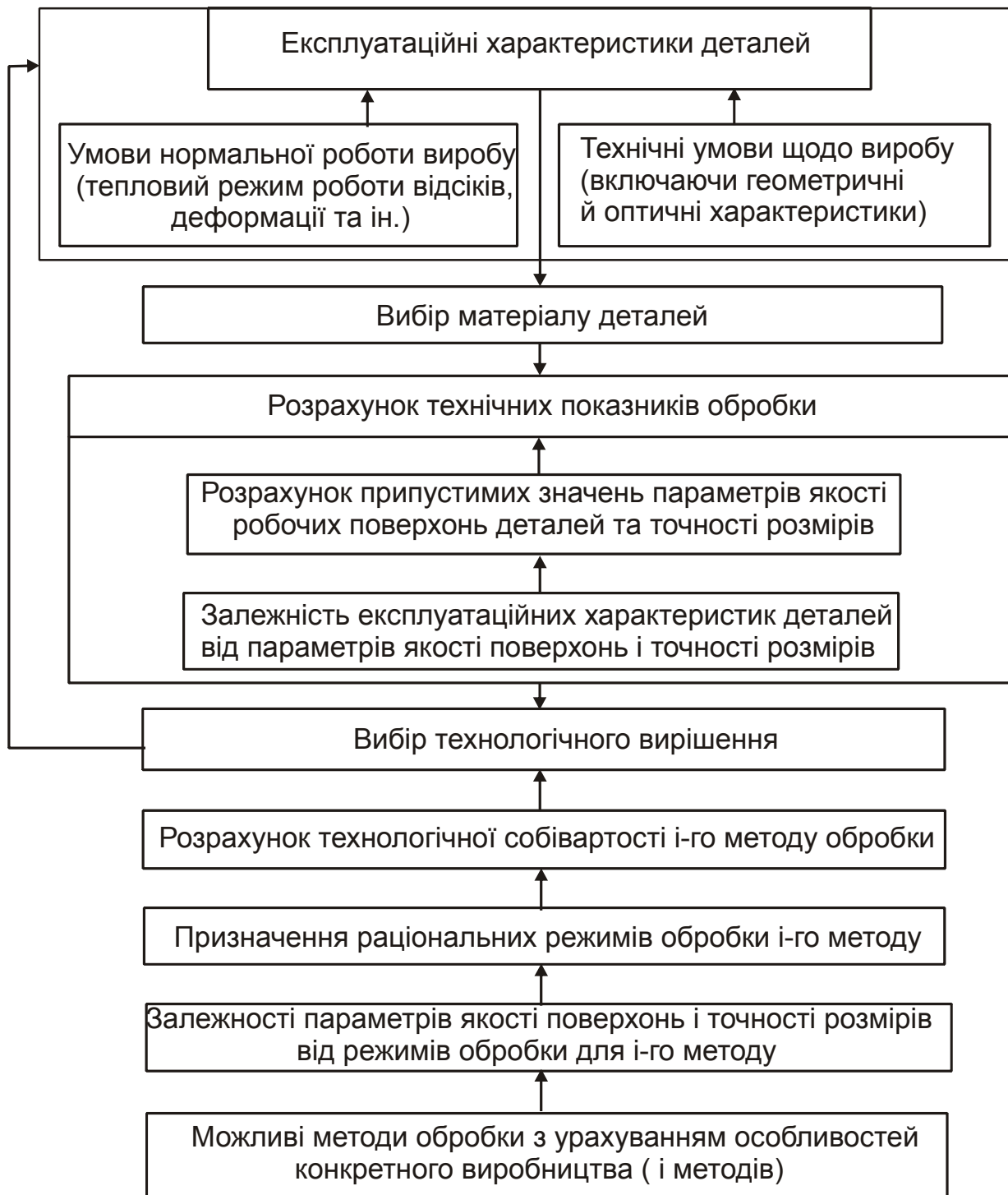
В якості технічних показників обробки рекомендується, крім інших, застосовувати коефіцієнти точності та шорсткості поверхні, які впливають на перерозподіл світлового потоку, який падає на поверхню деталі. Показники шорсткості  $K_{\text{ш}}$  і фізико-хімічного стану поверхні  $K_{\text{ф}}$  із урахуванням рекомендацій методики відпрацьовування конструкцій на технологічність можуть бути подані в наступному вигляді:

$$K_{\text{ш}} = \frac{\sum_{i=1}^n F' \cdot n_i}{\sum_{i=1}^n n_i}; \quad (4.40)$$

$$K_{\text{ф}} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(1 - \frac{\varphi_e}{\varphi_d}\right) \cdot n_i}{\sum_{i=1}^n n_i}, \quad (4.41)$$

де  $F'$  – критерій шорсткості поверхні;

$\varphi_e, \varphi_d$  – контактна різниця потенціалів поверхні еталона та деталі, відповідно.



**Рис. 4.7. Структурна схема технологічного забезпечення експлуатаційних характеристик деталей із тонкого листа та стрічок, що працюють під дією променів світла**

Крім зв'язку з експлуатаційними характеристиками, технічні показники обробки пов'язані з трудомісткістю та технологічною собівартістю. Для їх визначення необхідно мати дані про величину матеріальних і трудових витрат на виготовлення штанг. Економічну еквівалентність технічних показників можна оцінити шляхом розроблення математичної моде-

лі. Зв'язок основного показника технологічності з додатковими показниками слід встановлювати з використанням кореляційно-регресійного аналізу [30]. На основі моделювання встановлюються значення вагових коефіцієнтів додаткових показників. Це дозволяє здійснювати прогнозування технологічного процесу та визначати витрати на виготовлення штанг, які характеризуються новими конструктивно-технологічними рішеннями для конкретних виробничих умов.

Для відповідних конструктивно-технологічних рішень, з урахуванням експлуатаційних вимог до штанг, важливо виконати розрахунок технічних показників обробки: коефіцієнта точності  $K_{Тч}$ , коефіцієнта шорсткості  $K_{Ш}$  і коефіцієнта фізико-хімічного стану  $K_{ФХ}$ . Для визначення матеріальних і трудових витрат на виробництво довгомірних трубчастих елементів необхідно скористатися дослідними даними [57].

У випадку відсутності таких даних для досягнення порівнянності вихідних даних необхідно використовувати прогресивні нормативи матеріальних витрат, а також проектну заробітну плату.

Модель залежності неповної собівартості від технічних показників обробки можна подати в наступному вигляді:

$$B = a + v_1X_1 + v_2X_2 + v_3X_3, \quad (4.42)$$

де  $a$  – вільний член;

$v_i$  – коефіцієнти регресії з аргументами  $x_i$ .

Використовуючи дану модель, за певних умов можна прогнозувати величину витрат на виготовлення подібних деталей. Комплексний технічний показник обробки може бути поданий у вигляді вираження:

$$K_{mn} = \frac{\sum_i^n k_{чi} k_{ei}}{\sum_i^n k_{ei}}, \quad (4.43)$$

де  $k_{чi}$  – часткові показники обробки (коефіцієнти точності та шорсткості обробки, фізико-хімічного стану поверхневого шару деталі);

$k_{ei}$  – вагові коефіцієнти.

Для визначення значень вагових коефіцієнтів  $k_{ei}$  (економічних еквівалентів часткових показників) слід скористатися результатами кореля-



ційно-регресійного аналізу для встановлення зв'язку основного показника технологічності з додатковими технічними показниками обробки. За допомогою програми множинної кореляції отримане рівняння регресії:

$$C_{\text{нв}} = 223,34 - 48,8 \cdot K_{\text{ш}} - 26,3 \cdot K_{\text{фх}} + 31,4 \cdot K_{\text{тч}}, \quad (4.44)$$

де  $C_{\text{нв}}$  – неповна собівартість виготовлення виробу.

Чинник  $K_{\text{тч}}$  має значення коефіцієнта кореляції менше 0,3 (0,179), що вказує на його несуттєвий вплив на витрати у виготовленні штанг. Коефіцієнти кореляції істотних чинників:  $R_{yx_1} = -0,818$ ;  $R_{yx_2} = -0,787$ . Коефіцієнт множинної кореляції  $K = 0,821$ . Це свідчить про тісний кореляційний зв'язок аргументів з функціональним чинником. Надійність рівняння 80 %. Економічні еквіваленти можна визначити, користуючись вираженням для загальної детермінації  $R^2$ :

$$R^2 = \beta_1 \cdot R_{yx_1} + \beta_2 \cdot R_{yx_2} + \beta_3 \cdot R_{yx_3}; \quad (4.45)$$

$$R^2 = 0,570 + 0,095 + 0,009 = 0,674. \quad (4.46)$$

Коефіцієнт  $K_{\text{тпс}}$  можна подати в наступному вигляді:

$$K_{\text{тпс}} = \frac{0,570 \cdot K_{\text{ш}} + 0,095 \cdot K_{\text{фх}} + 0,009 \cdot K_{\text{тч}}}{0,674}; \quad (4.47)$$

$$K_{\text{тпс}} = 0,845 \cdot K_{\text{ш}} + 0,142 \cdot K_{\text{фх}} + 0,013 \cdot K_{\text{тч}}. \quad (4.48)$$

Аналогічні розрахунки виконані для довгомірних трубчастих елементів, виготовлених зі сплаву БрБНТ1,7. Комплексний технічний показник обробки може бути поданий у наступному вигляді (для сплаву марки БрБНТ1,7):

$$K_{\text{тпс}} = 0,202 \cdot K_{\text{ш}} + 0,693 \cdot K_{\text{фх}} + 0,105 \cdot K_{\text{тч}}. \quad (4.49)$$

Як видно, вплив показників якості поверхневого шару на матеріальні та трудові витрати істотно перерозподілилися. Якщо для довго-

мірних трубчастих елементів зі сплаву 36НХТЮ істотна частка витрат припадає на досягнення певної шорсткості поверхні, то для довгомірних трубчастих елементів зі сплаву БрБНТ1,7 істотна частка витрат буде спрямована на досягнення певного фізико-хімічного стану поверхневого шару. Як показали дослідження фізико-хімічного стану поверхонь деталей зі сплавів 36НХТЮ й БрБНТ1,7 після їх обробки різними методами (див. табл. 3.7) робота виходу електронів для мідно-берилієвих сплавів значно менша, тому слід очікувати зниження витрат на виготовлення довгомірних трубчастих елементів із цих сплавів.

Порівнюючи показники технологічності довгомірних трубчастих елементів зі сплавів БрБНТ1,7 і 36НХТЮ, отримано:

для БрБНТ1,7 :  $C_{\text{нв}} = 223$  грн;  $K_{\text{тпс}} = 0,81$ ;

для 36НХТЮ:  $C_{\text{нв}} = 231$  грн;  $K_{\text{тпс}} = 0,15$ .

Як видно, у першому випадку показники технологічності перебувають у більш вигідному відношенні порівняно із другим випадком. Порівняння результатів указує на довгомірні трубчасті елементи зі сплавів БрБНТ1,7 як на більш технологічні.

#### **4.1.3. Обґрунтування маршруту виготовлення довгомірних трубчастих елементів і розроблення технологічного встаткування**

Результати досліджень з удосконалення технологічних процесів обробки поверхонь зразків з різних матеріалів були використані для випробування нової технології виробництва довгомірних трубчастих елементів. За розробленою технологією на спеціальному устаткуванні виготовлені довгомірні трубчасті елементи діаметром 0,024 м із поліпшеними експлуатаційними характеристиками.

Удосконалювання технологічного процесу обробки поверхонь довгомірних трубчастих елементів було спрямоване на забезпечення заданих значень параметрів шорсткості поверхні та її оптичних характеристик, а також їх стабільності в процесі тривалого зберігання й експлуатації. Виходячи із цього, був запропонований маршрут виготовлення довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів марки БрБНТ1,7 (1,9), який включає формоутворення та термічну обробку, абразивне й електрохімічне полірування замість застосовуваної традиційно металізації алюмінієм у вакуумі (рис. 4.8).

Для довгомірних трубчастих елементів зі сплаву марки З6НХТЮ пропонується замість металізації алюмінієм у вакуумі виготовити отвори та нанести на внутрішню поверхню світлопоглинальне покриття.

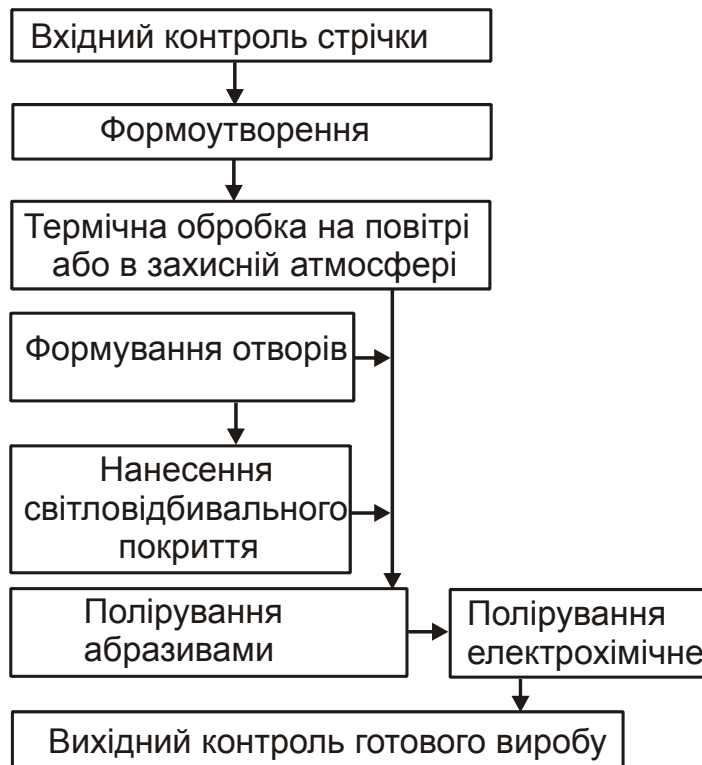


Рис. 4.8. **Схема послідовності виконання операцій в процесі виготовлення трубчастих елементів зі стрічок**

В основу технологічного процесу, що рекомендується, покладені наступні результати досліджень.

1. Під час виготовлення довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів на їхній поверхні утворюється окисна плівка з міцним зчепленням, пофарбована в сірий (до чорного) колір. Електрохімічне полірування такої поверхні утруднене, а іноді й неможливе через неоднорідність і нерівномірність товщини окисної плівки на поверхні довгомірного трубчастого елемента. Водночас виникає необхідність значного знімання металу, що характеризується складністю управління параметрами режиму обробки.

2. Після абразивного полірування в результаті утворення характерної неоднорідної окисної плівки, підвищеної активності деформованого поверхневого шару та великої кількості хімічно-активних речовин відбувається найбільш інтенсивна зміна відбивної (поглинальної) і випромінювальної здатності обробленої поверхні.

3. У процесі тривалого зберігання в опалювальних сховищах з нормальною температурою та вологістю поверхневий шар після абразивної обробки буде змінювати світловідбивальну здатність більш інтенсивно, ніж після електрохімічного полірування.

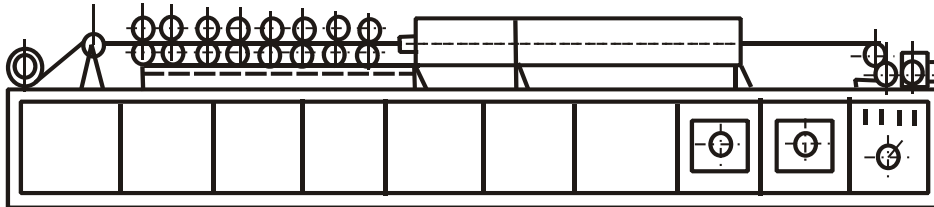
4. Під час обробки м'яким полірувальником із застосуванням алмазних паст типу АМ 2/1 з наступним анодним пасуванням (протягом 15 с) поверхні у фосфорохромовому електроліті відбувається утворення щільної анодної окисної плівки, яка істотно знижує інтенсивність зміни відбивної (поглинальної) здатності поверхні в процесі тривалого зберігання й експлуатації.

Виникла в процесі електрополірування анодна плівка на поверхні стрічок з мідно-берилієвих сплавів має сукупність позитивних якостей, які дозволяють рекомендувати технологічний процес електрохімічного полірування для обробки довгомірних трубчастих елементів із мідно-берилієвих сплавів. Відбивна здатність таких поверхонь після абразивної обробки досягає 75 %, а після електрохімічного полірування – 78 %; випромінювальна здатність – 9 %.

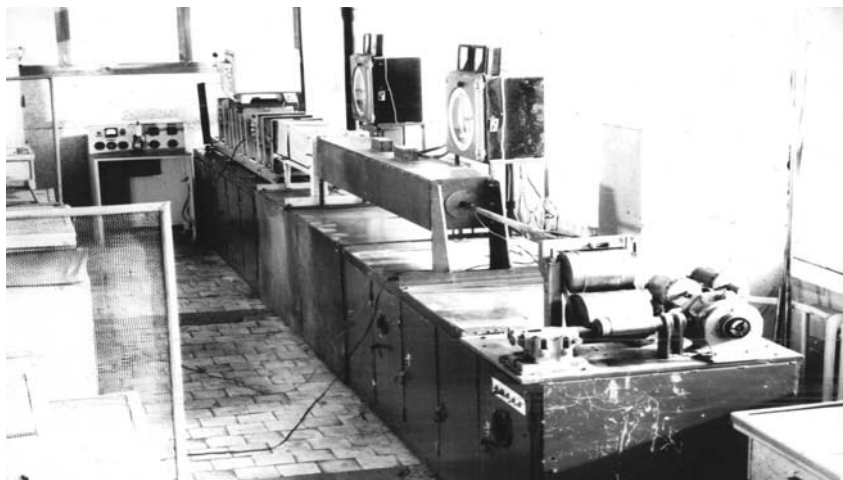
Відповідно до пропонованого технологічного процесу розроблене нестандартне встаткування, на якому були виготовлені дослідні зразки стрічкових довгомірних трубчастих елементів. Це встаткування включає: кромкогібний пристрій з дев'ятьма парами роликів; муфельну піч; повстяні полірувальники; спеціальні оправлення; зварювальні пристрої; намотувач; пристрій для перемотування довгомірних трубчастих елементів; електролізери; системи електроживлення, знежирення, холодного та гарячого промивання, нейтралізації, циркуляції й охолодження робочих середовищ і сушіння обробленої поверхні; пристрій для нанесення покриттів і виготовлення отворів; спеціальні інструменти. Конструкції вузлів дослідних установок для здійснення технологічних процесів виготовлення довгомірних трубчастих елементів показані на рис. 4.1, рис. 4.9 – 4.16.

Технологічне встаткування дозволяє регулювати параметри режиму обробки в наступних межах: в процесі термічної обробки швидкість переміщення заготовки дорівнює 0,0001 ... 0,01 м/с (тривалість термічної обробки, відповідно, 18 000 ... 180 с), температура нагрівання дорівнює 500 ... 700 К. Під час абразивного полірування окружна швидкість полірувальника змінюється в межах 20 ... 100 м/с, питомий тиск – до 500 кПа. Під час електрохімічного полірування швидкість переміщення заготовки змінюється в межах 0,0002 ... 0,003 м/с (тривалість обробки, відповідно,

900 ... 6 с), щільність струму приймає значення до  $2,5 \cdot 10^2$  А/дм<sup>2</sup> з напру-  
гою 24 В (фосфоро–хромовий електроліт). У процесі нанесення покриттів  
швидкість переміщення оброблюваної стрічки змінюється в межах  
0,0001 ... 0,002 м/с, температура в сушильній камері – 370 ... 470 К.

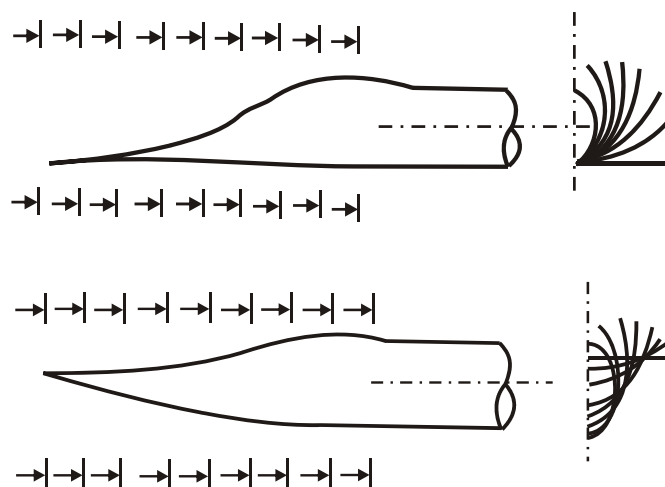


а



б

**Рис. 4.9. Схема (а) і загальний вигляд установки (б)  
для формоутворення та термічної обробки довгомірних  
трубчастих елементів зі стрічок**



**Рис. 4.10. Схема двох варіантів розташування  
формотворних роликів**

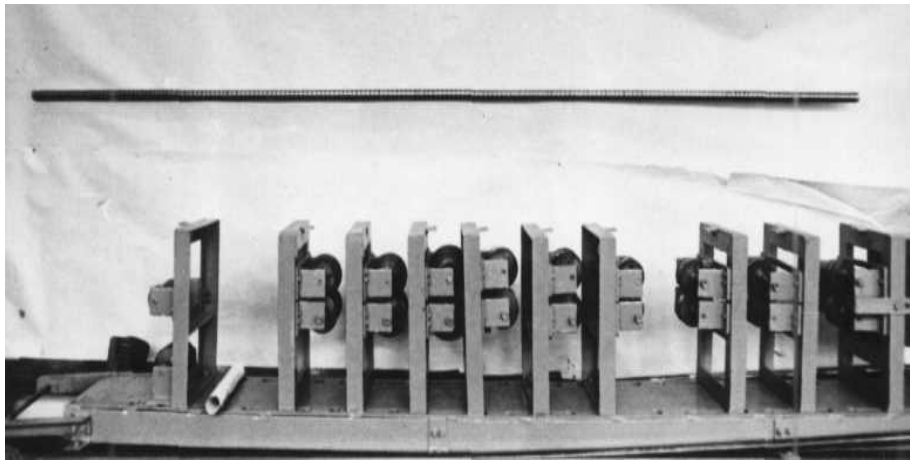


Рис. 4.11. Пристрій для формоутворення трубчастої заготовки зі стрічки

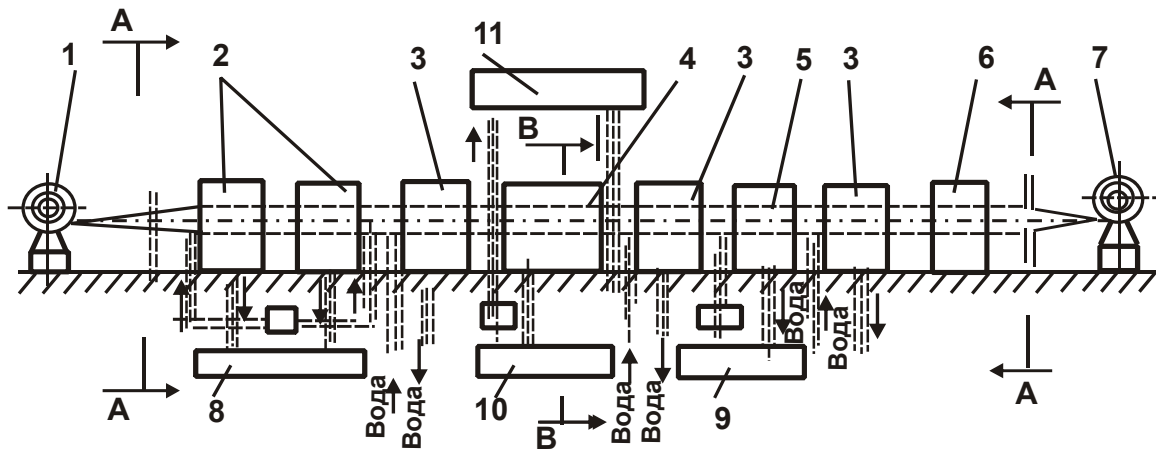


Рис. 4.12. Схема установки для електрохімічного полірування трубчастих елементів зі стрічок

Умовні позначення: 1 – розмотувач; 2, 3 – ванни знежирення та промивання; 4 – електролізер; 5 – ванна нейтралізації; 6 – сушіння; 7 – намотувач; 8, 9, 10 і 11 – ємності.

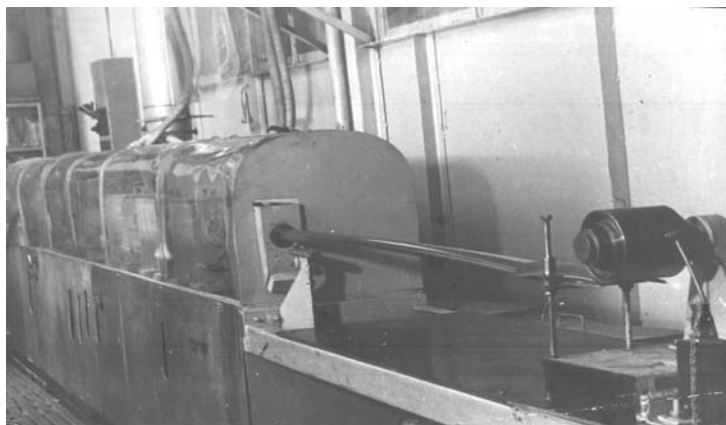
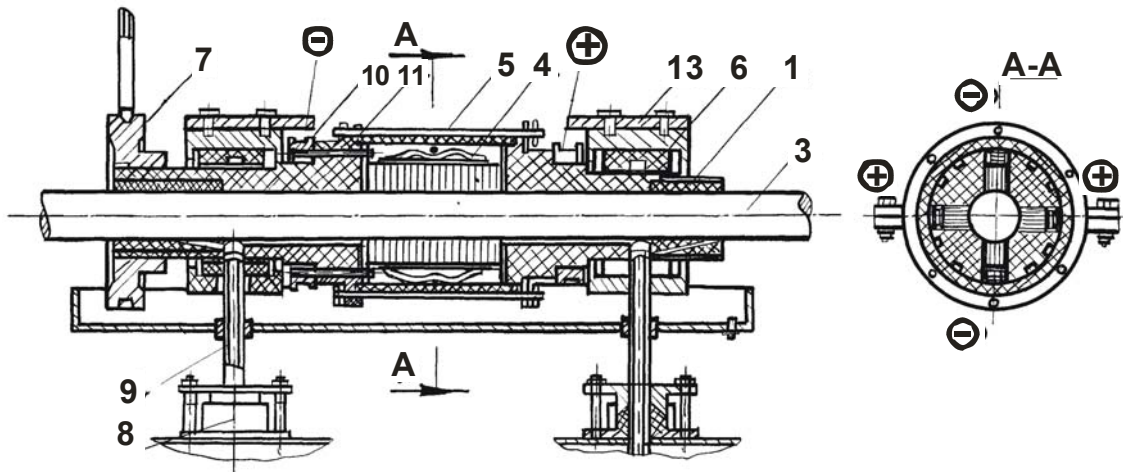
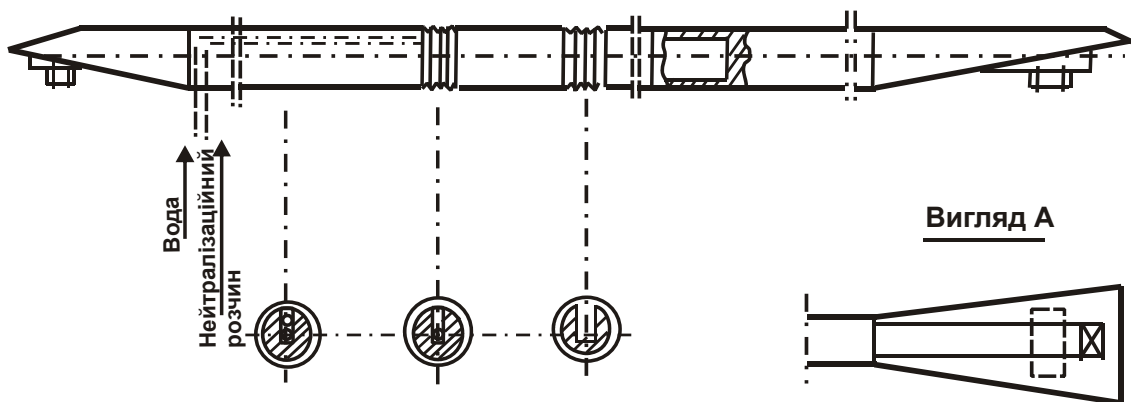


Рис. 4.13. Установа для електрохімічного полірування трубчастої заготовки зі стрічки



**Рис. 4.14. Пристрій для електроконтактної обробки трубчастих заготовок (електролізер)**

Умовні позначення: 1 – тампон; 2 – тримач тампонів; 3 – штанга; 4 – притиск; 5 – ізолятор; 6 – кільце підшипника; 7 – шків; 8 – ємність; 9 – трубка; 10 – струмознімач; 11 – шпилька; 13 – корпус підшипника.



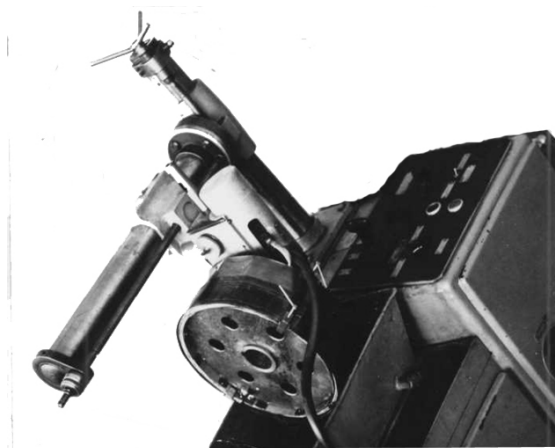
**Рис. 4.15. Спеціальне оправлення для механічного й електрохімічного полірування трубчастих елементів зі стрічок**

Переміщення оброблюваної заготовки та стабілізація її швидкості забезпечуються приводами на базі електродвигунів типу МУН-12 і планетарних редукторів з передатним співвідношенням 150. Усі установки забезпечені вентиляційною системою з відсосом продуктів обробки безпосередньо з робочої зони. Конструкція встаткування та система управління приводами забезпечують повну механізацію процесу виробництва виробів і безпеку обслуговування.

Технологічне встаткування можна перебудувувати для обробки цільних труб, дроту та стрічок. З метою визначення оптимальних значень

параметрів режиму виготовлення довгомірних трубчастих елементів з берилієвої бронзи були виготовлені зразки з температурою термічної обробки 590; 610; 640 і 660 К і тривалістю 120; 60; 50 і 40 хвилин, відповідно. Температуру регулювали приладами типу ЕПД. Параметри режиму обробки (температуру та тривалість термічної обробки) вибирали з умов максимального зміцнення (максимальні механічні та пружні характеристики) із задовільною пластичністю та достатньою релаксаційною стійкістю матеріалу.

Стрічка, розвертаючись із рулону розмотувального пристрою надходить у зону згортання, яка включає формотворні ролики (див. рис. 4.10 і 4.11). Подальша поверхнева обробка довгомірних трубчастих елементів здійснюється абразивним і електрохімічним поліруванням (нанесенням покриттів на довгомірні трубчасті елементи зі сплаву З6НХТЮ).



**Рис. 4.16. Оснащення для електроерозійної обробки отворів у трубчастих елементах зі стрічок**

Абразивна обробка довгомірних трубчастих елементів здійснюється за планетарною схемою (див. рис. 4.1).

Характерною рисою процесу обробки поверхонь довгомірних трубчастих елементів є забезпечення стабільності пружних і механічних характеристик їх матеріалу після механічної та хімічної дії у процесі обробки, а також стабільності оптичних характеристик поверхневого шару в процесі експлуатації.

Абразивне полірування довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів здійснюється повстяними полірувальниками із застосуванням алмазних паст типу АМ 2/1. На рис. 4.1 наведені схема руху полірувальників, яка забезпечує неповторюваність слідів абразивних часток, а також загальний вигляд пристрою для здійснення процесу полірування. Співвідношення окружної швидкості полірувальних кругів під час обертання навколо власної осі й осі виробу регулюється в наступних межах: (10 : 1) ... (30 : 1). Амплітуда осциляції полірувальних головок складає 0,002 м. Електрохімічне полірування довгомірного трубчастого елемента з мідно-берилієвого сплаву здійснювали у ванні з проточним електролітом і безконтактним підведенням струму до матеріалу оброблюва-



ної деталі, а також із застосуванням пристрою для електроконтактної обробки (див. рис. 4.14). Виготовлення отворів у довгомірних трубчастих елементах здійснювалося за двома технологічними схемами – електроіскровим і електрохімічним способами (див. рис. 4.16).

#### 4.1.4. Дослідження якості поверхні довгомірних трубчастих елементів і остаточний вибір режимів їх обробки

У процесі формоутворення та термічної обробки довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів відбувається зміна фізико-механічних характеристик сплаву (підвищуються параметри міцності та пружні характеристики). Тому виникає необхідність пошуку компромісного рішення між міцністю та пластичністю матеріалу. Фізико-механічні характеристики матеріалу довгомірних трубчастих елементів після формоутворення та термічної обробки наведені нижче. Мікротвердість поверхні стрічок мідно-берилієвого сплаву БрБНТ1,7 (рис. 4.17) характеризується високими значеннями з температурою термічної обробки 603 ... 623 К (330 ... 350 °С) (тривалість витримування, відповідно, 120 ... 60 хв). З огляду на необхідність підвищення пластичності матеріалу готового виробу, оптимальні температури режиму їх обробки будуть перебувати нижче 603 К (330 °С) або вище 623 К (350 °С).

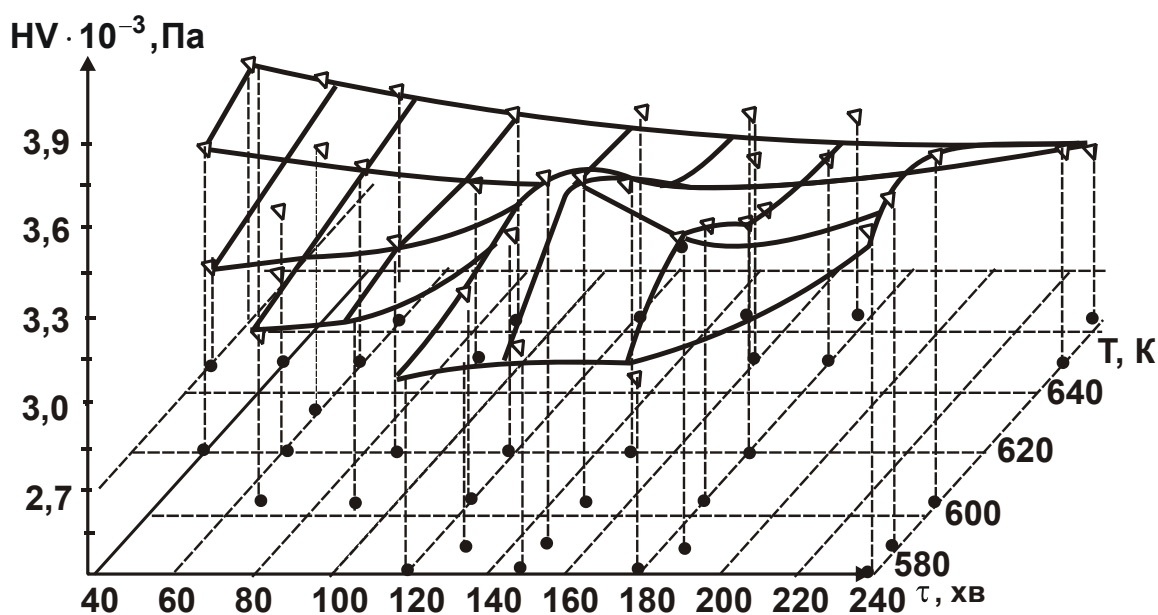


Рис. 4.17. Зміна мікротвердості сплаву БрБНТ1,7Мг (сертифікат 10239) від температури  $T$  і тривалості відпускання  $\tau$

Знижені температури відпускання більш оптимальні для отримання більш стабільних властивостей (більш низьких швидкостей перетворення). Водночас ефект підвищення механічних і пружних властивостей незначний порівняно з більш високими температурами відпускання, які підвищують і релаксаційну стійкість матеріалу [108].

Випробування зразків зі стрічки БрБНТ1,7 із різною температурою та тривалістю відпускання на релаксацію напружень дозволили встановити експериментальні залежності (рис. 4.18). За підвищених температур відпускання релаксація напружень відбувається більш інтенсивно, що дозволяє збільшити продуктивність процесу формоутворення та термічної обробки довгомірних трубчастих елементів. Залежності радіуса зразка від температури та тривалості відпускання наведені на рис. 4.18. Зі збільшенням температури тривалість відпускання скорочується.

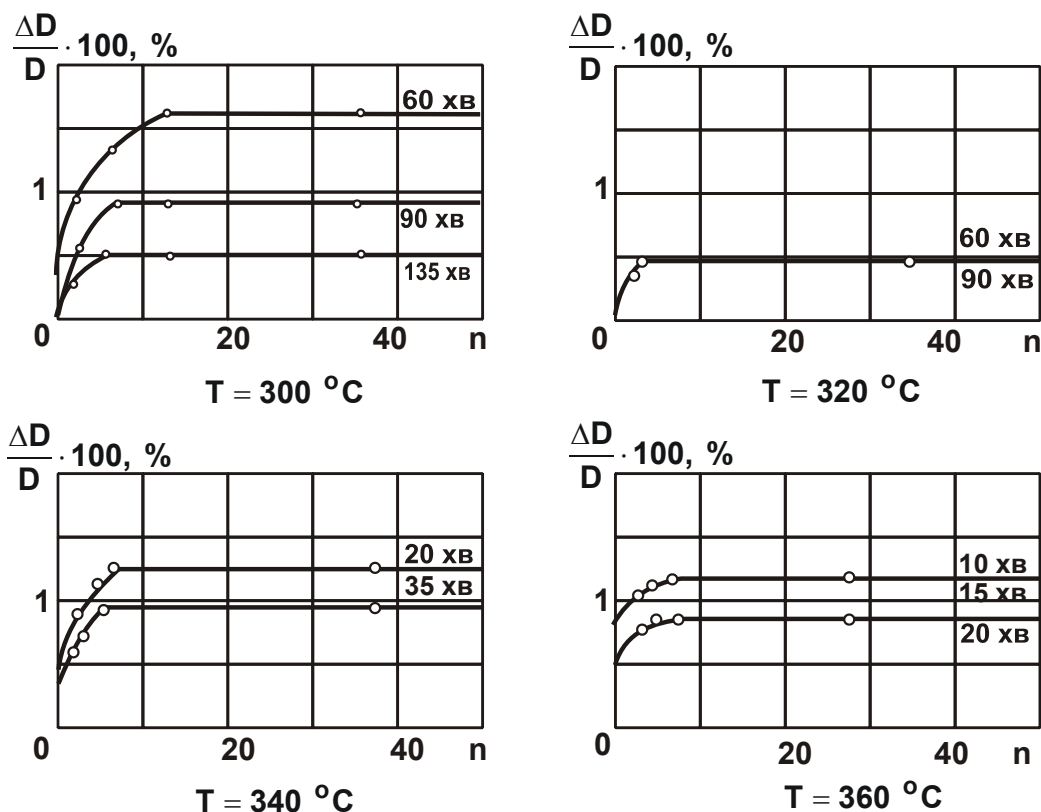


Рис. 4.18. Вплив температури та тривалості відпускання на релаксацію напружень

Умовне позначення:  $n$  – кількість розгортань до плоского стану.

В процесі вибору режиму термічної обробки довгомірних трубчастих елементів необхідно враховувати й статистичні значення параметрів, які характеризують якість вихідної стрічки: хімічний склад (результати

плавки) і деформаційне наклепування (результати прокатки), що призводять до нерівномірності структури та різнотовщинності по довжині заготовки.

Аналізуючи механічні характеристики матеріалу (див. рис. 4.17 – рис. 4.18), можна зробити висновок, що зі збільшенням тривалості термічної обробки підвищується опір малим і великим пластичним деформаціям. Межа міцності  $\sigma_B$  і межа текучості  $\sigma_T$  збільшуються та досягають максимальних значень за тривалості відпускання у 60 хв. Водночас відносне подовження  $\delta$  зменшується та досягає мінімального значення – 2 %. Це можна пояснити тим, що зі збільшенням тривалості відпускання збільшується випадіння  $\gamma'$  – фази, а це підсилює міжатомні зв'язки, що й призводить до збільшення характеристик  $\sigma_B$  і  $\sigma_T$  [108].

З підвищенням температури відпускання збільшується інтенсивність переходу вже в нову фазу, а механічні характеристики трохи знижуються. Підвищене деформаційне наклепування холоднокатаної стрічки, очевидно, цьому й сприяє, тому що збільшує кількість центрів інтенсивного утворення переходу в нову фазу. Для довгомірних трубчастих елементів необхідно використовувати холоднокатану стрічку із трохи зниженим (12 – 15 %) деформаційним наклепуванням [135].

Важливо проаналізувати зміну діаметра довгомірних трубчастих елементів під час намотування на технологічну катушку після різної тривалості та температури відпускання. На рис. 4.19 наведено залежність діаметра  $D$  довгомірних трубчастих елементів від кількості намотувань  $N$  на технологічний барабан.

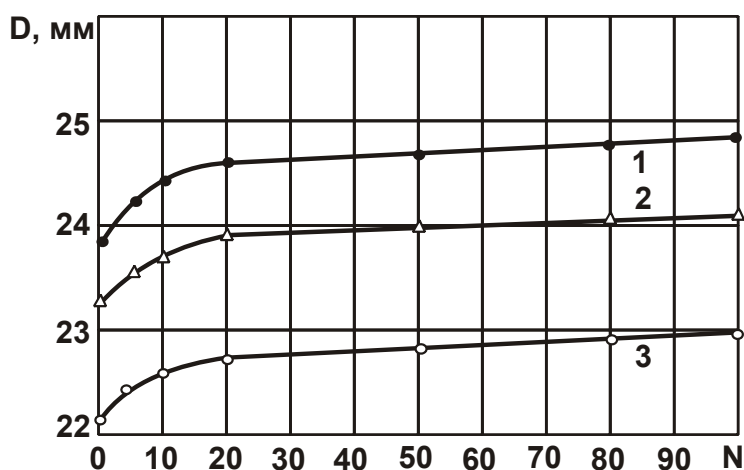


Рис. 4.19. Залежність  $D$  від  $N$

Умови обробки: тривалість і температура термічної обробки (відпускання) – 1, 2, 3 – 70, 50, 40 хвилин і 320, 350, 370 °С, відповідно.

на технологічний барабан.

Найбільш інтенсивна зміна діаметра під час намотування на технологічну катушку спостерігається в трубчастих елементів, виготовлених за температури 593 К (320 °С) і тривалості витримання 70 хв. З підвищенням температури відпускання зміна діаметра менша, та з температурою у 623 К (350 °С) і тривалістю витримання 50 хв

становить 3 %. За результатами проведених експериментів можна рекомендувати наступні режими обробки для виготовлення довгомірних трубчастих елементів: нагрівання в середовищі аргону та витримування з температурою у 640 К протягом 40 хв; абразивне полірування алмазною пастою АМ 2/1 з окружною швидкістю полірувальника 25 м/с, тиском 200 кПа і часом обробки 10 с; анодне пасування електроконтактним способом протягом 15 с з щільністю струму  $0,5 \cdot 10^6$  А/м<sup>2</sup> (фосфорохромовий електроліт).

#### 4.1.5. Стан поверхонь довгомірних трубчастих елементів та їх експлуатаційні характеристики

Оцінювання стану поверхонь довгомірних трубчастих елементів після їх фінішної обробки здійснювалася за параметрами шорсткості поверхні, оптичними характеристиками та на основі отриманих фотографій поверхонь (рис. 4.20 – рис. 4.25).

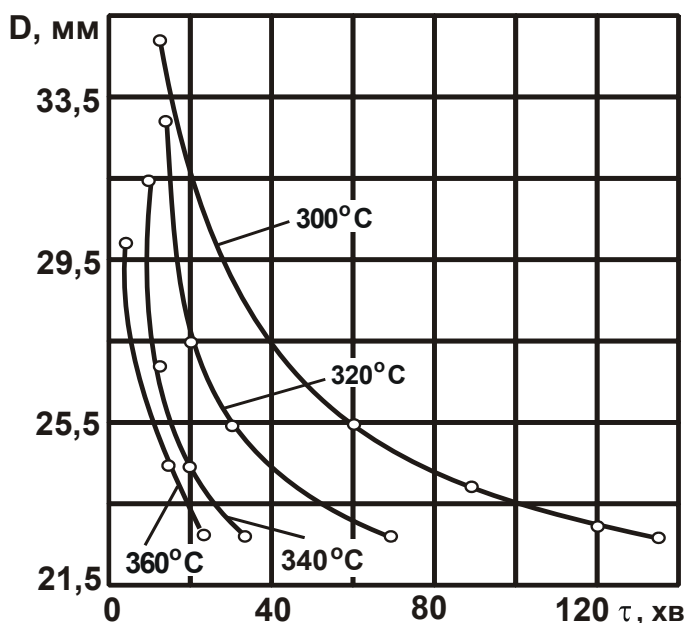


Рис. 4.20. Залежність діаметра зразків від температури нагрівання та тривалості відпускання

Придатність пружних елементів до експлуатації оцінювалася за наступними результатами: оцінювання механічних характеристик матеріалу й оптичних характеристик поверхонь; випробування на несучу здатність; зміна форми та розмірів перетину виробу в процесі багаторазового намотування на технологічну катушку за нормальних і підвищених температур; випробування зразків виробів на динамічне розкриття; корозійні випробування.

Коефіцієнти поглинання та випромінювання поверхонь довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів перебували в межах 0,22 ... 0,25 і 0,09 ... 0,06, відповідно. Механічні характеристики матеріалу готових довгомірних трубчастих елементів зі сплаву марки БрБНТ1,7 мали наступні значення: ме-

жа міцності  $\sigma_B = 1,23 \cdot 10^{-3}$  Па; межа текучості  $\sigma_T = 1,13 \cdot 10^{-3}$  Па; відносне подовження  $\delta = 2,5$  %.

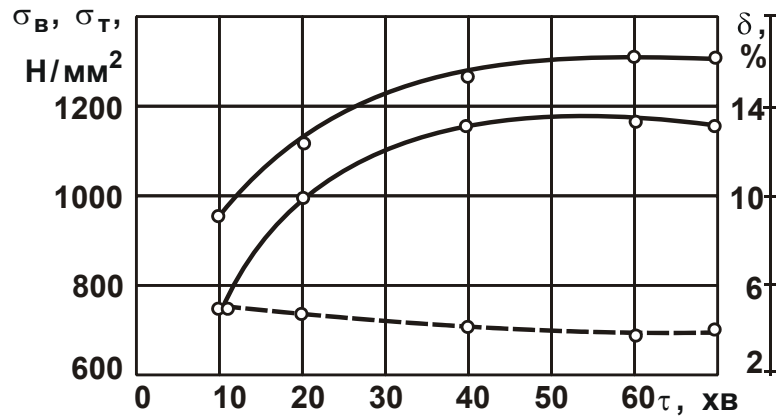


Рис. 4.21. Залежність меж міцності та текучості матеріалу зразків зі стрічок сплаву марки БрБНТ1,7 від тривалості відпускання

Умови обробки: температура відпускання 350 °С.

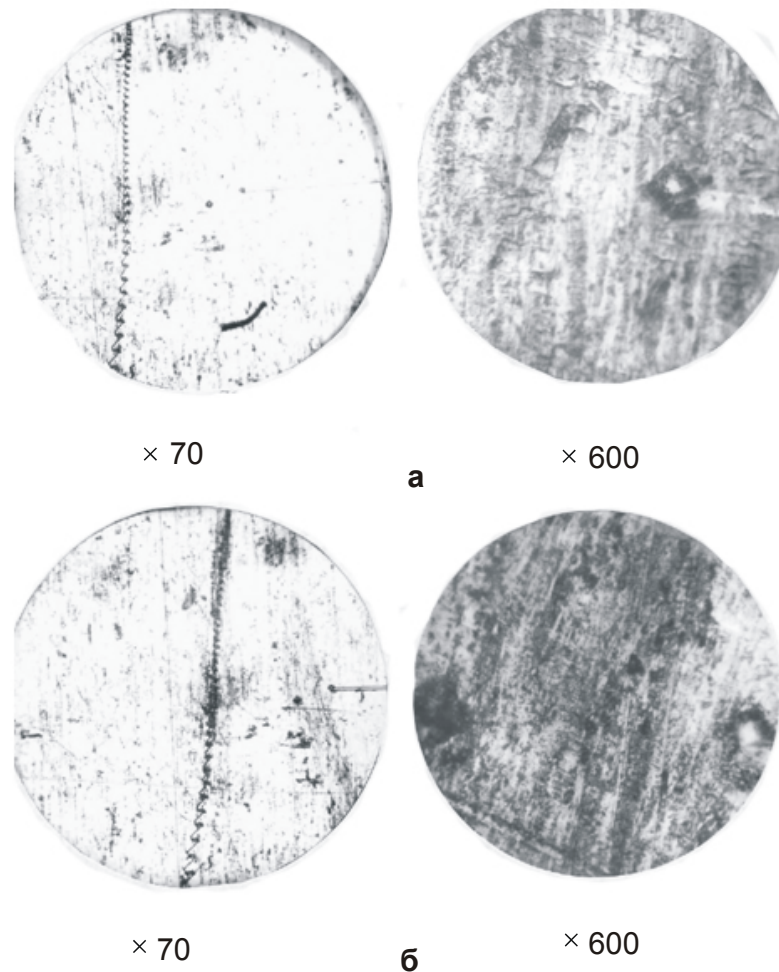


Рис. 4.22. Фотографії вихідної поверхні стрічки зі сплаву БрБНТ1,7 на початку її зберігання (а) і після 135 діб (б)

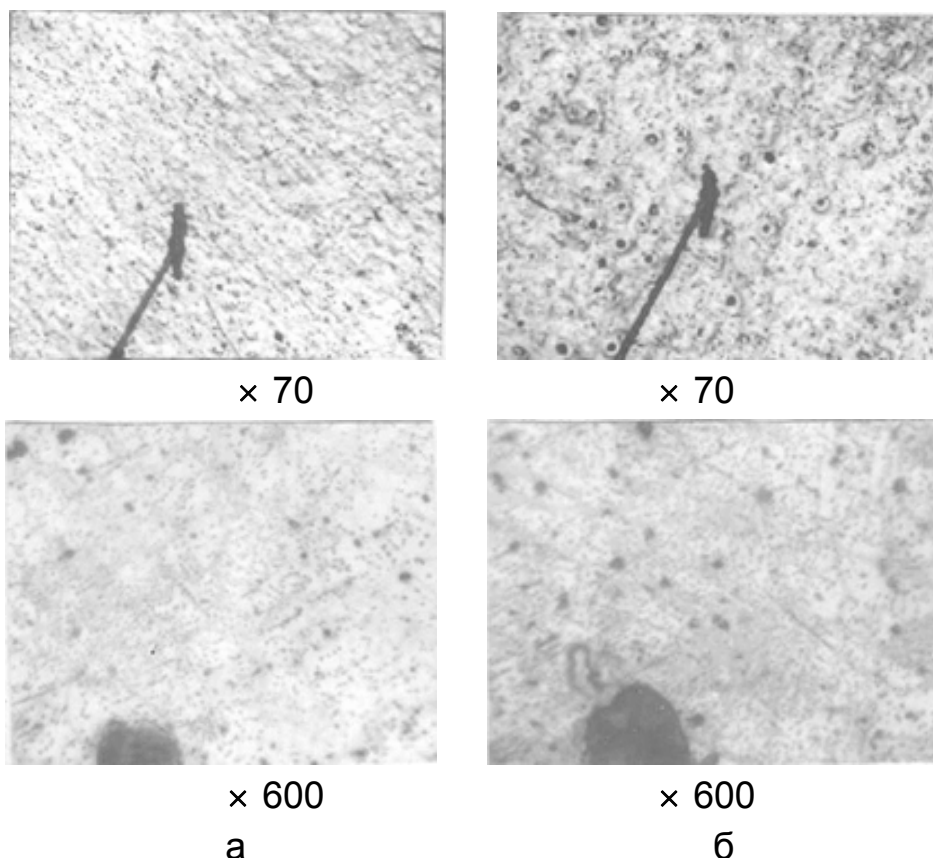


Рис. 4.23. Фотографії поверхні довгомірних трубчастих елементів зі сплаву БрБНТ1,7 на периферійних (а) і центральних (б) ділянках перетину після електрохімічного полірування

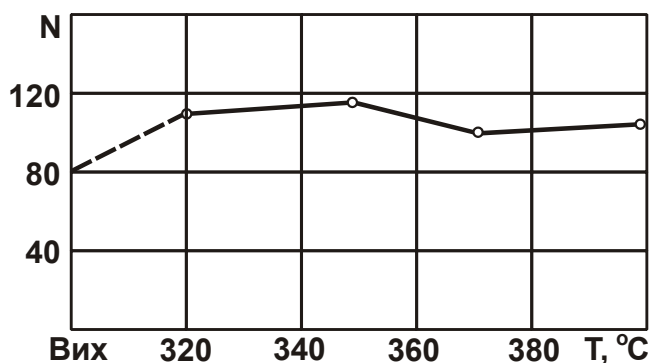


Рис. 4.24. Кількість змінних вигинів N залежно від температури відпускання T

Умови обробки: сплав марки БрБНТ1,7.

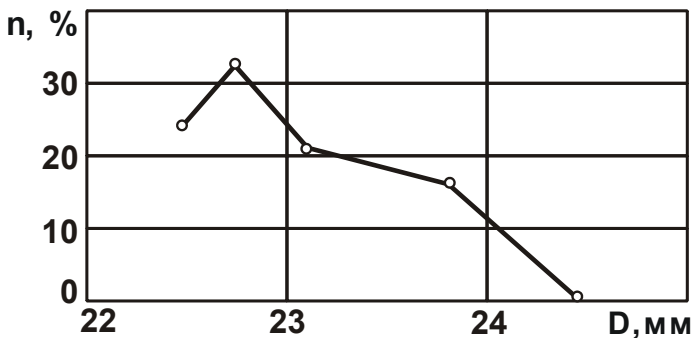
За розробленою технологією виготовлені на спеціальному устаткуванні довгомірні трубчасті елементи зі сплаву 36НХТЮ із забезпеченням якості та точності розмірів, а також механічних характеристик їхнього матеріалу. Оцінювання несучої здатності здійснювали на зразках із трубчастих елементів довжиною 1 200 мм із затисненим і вільним кінцем. Зосереджене навантаження

прикладалося до вільного кінця довгомірного трубчастого елемента.

Оскільки центр зрушення зміщений з осі довгомірного трубчастого елемента (центр ваги поперечного перерізу зміщений за рахунок пере-



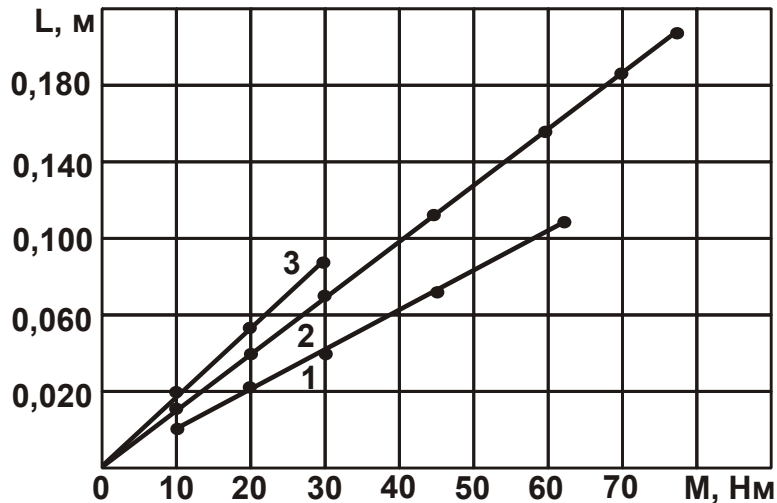
криття кромки), то в результаті дії зосередженого навантаження виникають і напруження від крутного моменту.



**Рис. 4.25. Залежність частоти випадків  $n$  від діаметра  $D$  довгомірного трубчастого елемента, отриманого на дослідно-промисловій установці**

За великої довжини трубчастого елемента жорсткість на крутіння невелика, тому під час випробувань застосоване шарнірне закладення, тобто забезпечено вільне переміщення в закладенні кромки, що перекриваються, трубчастого елемента.

На рис. 4.26 наведено залежність вигину довгомірного трубчастого елемента від навантаження на кінці. Трубчастий елемент, виготовлений із мідно-берилієвого сплаву, вигідно відрізняється від елементів із хромонікелевого сплаву.



**Рис. 4.26. Залежність прогину довгомірних трубчастих елементів  $L$  від величини вигинного моменту  $M$**

Умовні позначення: 1 – для сплаву марки 36НХТЮ без отворів (3 – з отворами); 2 – для сплаву марки БрБНТ1,7 Мг.

Випробування довгомірних трубчастих елементів на динамічне розкриття показало, що кількість циклів розкриттів у значній мірі залежить від механічних властивостей та довжини заготовок. Спостерігається руй-

нування вільного кінця ( $\approx 0,2$  м) трубчастого елемента, що можна пояснити значною енергією сходу накопичувальної котушки. Мінімальна кількість динамічних розкриттів до руйнування вільного кінця довгомірного трубчастого елемента становить 11 разів, тоді  $\sigma_B = (1,22 \dots 1,46) \cdot 10^3$  Па;  $\delta = 6 \dots 7$  %. Установлено також, що циклічна зміна температур від 150 до 390 К практично не впливає на надійність динамічного розкриття.

Аналіз зміни форми та розмірів перетину довгомірного трубчастого елемента в процесі багаторазового намотування на технологічну котушку дозволяє прогнозувати його поведінку в процесі роботи залежно від часу, умов зберігання та транспортування.

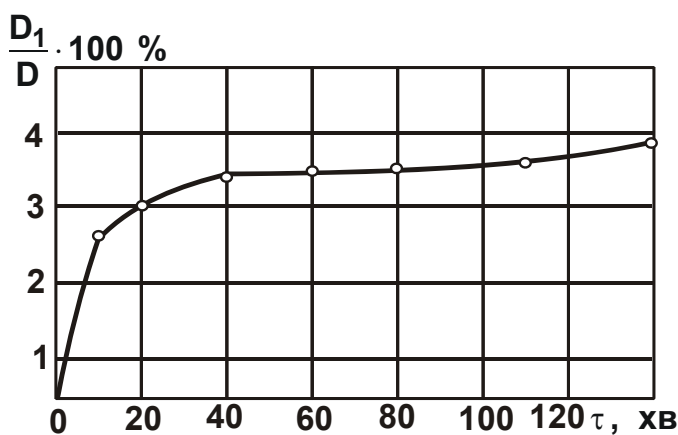


Рис. 4.27. Зміна діаметра залежно від тривалості витримування

Характер зміни діаметра довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів, отриманих за розробленою технологією, залежно від тривалості витримування в змотаному стані з температурою нагрівання у  $200^\circ\text{C}$  (473 К) наведено на рис. 4.27.

Характер зміни діаметра довгомірного трубчастого елемента з мідно-берилієвого сплаву такий же, як і для сплаву марки 36НХТЮ. Найбільш інтенсивно діаметр збільшується протягом перших 30-ти годин. Подальше збільшення тривалості витримування викликає незначну зміну діаметрів.

В процесі багаторазового намотування на технологічну котушку діаметр довгомірного трубчастого елемента із хромонікелевого сплаву (як і мідно-берилієвого сплаву) збільшується інтенсивно в початковий момент (до 10-ти намотувань), а надалі збільшується незначно (рис. 4.28). Збільшення діаметра можна екстраполювати, використовуючи тангенс кута нахилу кривої цієї ділянки.

У результаті випробувань довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів у жорстких кліматичних умовах установлено, що електрохімічне полірування істотно підвищує стійкість поверхонь елементів до окислювання в процесі тривалого зберігання. Після абразивного й електрохімічного полірування окремі відхилення розмірів діаметрів



не перевищують 0,5 %. Це можна пояснити можливою релаксацією напруг у процесі перемотування трубчастих елементів. Слід зазначити, що погрішності вимірювання та відхилення розмірів, які спостерігаються, мають один порядок. У зв'язку із цим можна стверджувати, що процеси абразивного (алмазною пастою) й електрохімічного полірування неістотно впливають на зміни розмірів перетину довгомірних трубчастих елементів і тому можуть бути використані на фінішних операціях їх обробки.



**Рис. 4.28. Залежність діаметра довгомірних трубчастих елементів D від кількості намотувань на барабан діаметром 40 мм (36НХТЮ)**

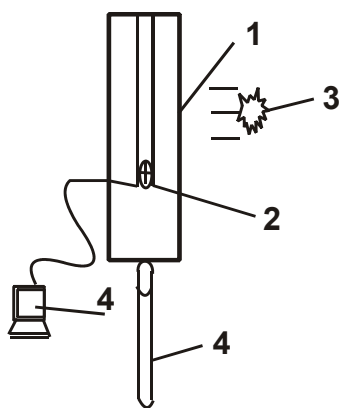
*Умовні позначення:* 1 – трубчасті елементи без отворів; 2, 3 – трубчасті елементи з отворами після електроіскрової й електрохімічної обробки.

Поява корозії у вигляді слабких руйнувань окисної плівки на зразках довгомірних трубчастих елементів сплаву марки 36НХТЮ спостерігалася після випробувань протягом 10-ти діб. Дрібні точкові локалізовані руйнування глибиною 5 ... 10 мкм займали близько 5 % поверхні зразка. Після випробувань протягом 30-ти діб зразки покрилися тонким шаром нальоту темно-коричневого кольору (до 25 % поверхні зразка), який легко видаляється. Зразки після електрохімічного полірування зберегли оптичні характеристики майже без змін (див. рис. 4.23).

Вплив умов експлуатації на оптичні характеристики довгомірних трубчастих елементів з мідно-берилієвих сплавів оцінювали за результатами випробувань зразків у камері з вакуумом порядку  $1,33 \cdot 10^{-5}$  Па під дією інтенсивного випромінювання протягом 51-ї години. Відбивна здатність змінилася незначно, а випромінювальна залишилася без змін. Результати випробувань наведені в табл. 4.3.

**Коефіцієнт відбиття поверхні  $\rho_s$  зразків зі сплаву марки БрБНТ 1,7 після дії інтенсивного випромінювання протягом 51-ї години**

Стан зразка	$\rho_s$ до	$\rho_s$ після
Після абразивного полірування та нагрівання в середовищі аргону (640 К протягом 40 хв.)	0,71	0,73
Після електрополірування та нагрівання в середовищі аргону (640 К протягом 40 хв.)	0,64	0,65

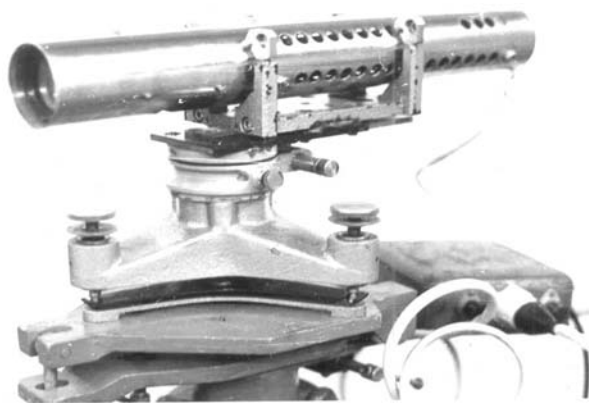


**Рис. 4.29. Схема дослідного станда**

Як видно, за рахунок видалення забруднень із поверхні та зменшення дефектів відбивна здатність трохи підвищується.

Розроблено стенд для оцінювання впливу характеристик обробленої поверхні деталі на її деформації від дії світлового потоку. Стенд складається з вакуумної камери 1, у якій встановлюється пружний елемент із датчиком 2 на вільному кінці (другий кінець затиснений у верхній частині вакуумної камери), випромінювача 3 і пристрою 4 для реєстрації (рис. 4.29).

На рис. 4.30 зображене джерело опорного променя пристрою 4 для реєстрації, який включає лазер з колімірувальною оптичною насадкою. В якості датчика можна використовувати фотооптичні мішені (рис. 4.31 і 4.32). Розроблено електронний блок посилення сигналів фотооптичної



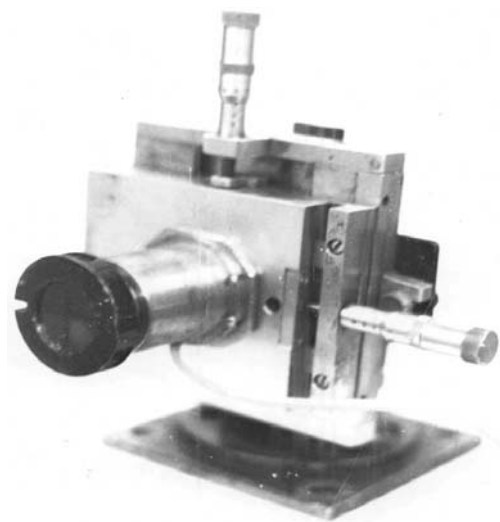
**Рис. 4.30. Джерело опорного променя**

мішені та цифрової індикації відхилень опорного променя в координатах  $x$  і  $y$  з розмірами та масою стрілкового приладу (рис. 4.33).

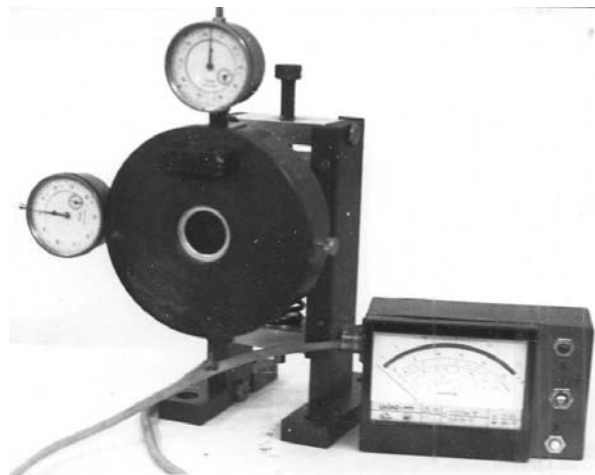
Розроблений також візуальний цільовий знак на основі оптичного перетворювача масштабу – фокону (рис. 4.34) [2].

Проектується світловий пучок, що матеріалізує опорний напрямок, на вхідний торець фокону 2, встановленого в корпусі 1, який розташовують на контрольованому об'єкті. Пе-

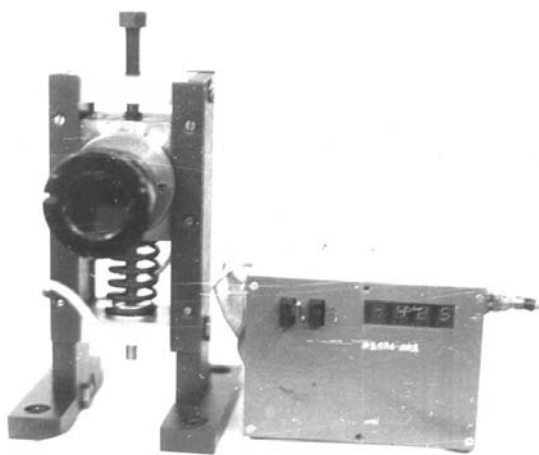
реносять фоконом слід пучка на його вхідному торці на матовий екран 3 зі шкалою, нанесеною на його вихідному торці, і одночасно збільшують масштаб зображення сліду пучка на екрані. За положенням сліду пучка на екрані 3 відносно шкали визначають величину та напрямок неспіввідповідності контрольованого об'єкта.



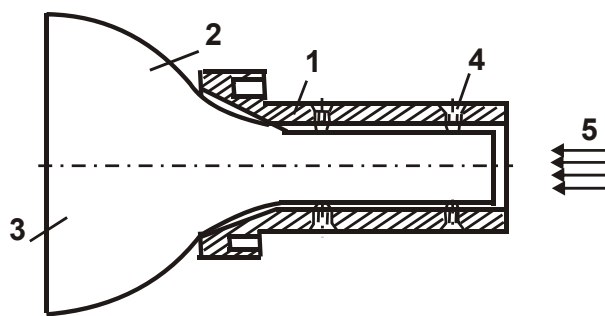
**Рис. 4.31. Цільовий знак (фотооптична мішень) на координатному столі (ціна розподілу – 0,01 мм)**



**Рис. 4.32. Цільовий знак у комплекті на базі індикаторів годинникового типу та стрілочним відліковим приладом для фотооптичної мішені**



**Рис. 4.33. Фотооптична мішень із електронним блоком цифрової індикації**



**Рис. 4.34. Візуальний цільовий знак на базі фоконов для контролю його зсуву відносно опорного променя**

Візуальний цільовий знак містить корпус 1, фокус 2, установлений у корпусі, й екран 3 зі шкалою, нанесеною на більшому торці фокона. На

кресленні також показані юстирувальні гвинти 4 для орієнтації фокона уздовж осі корпусу та напрямок 5 опорного пучка світла. Корпус 1 призначений для установки його на контрольованому об'єкті. Жорстке з'єднання фокона (оптичного перетворювача, який забезпечує збільшення масштабу вхідного зображення) з екраном дозволяє виключити їх можливі кутові та лінійні зсуви в процесі експлуатації.

Результати проведених досліджень дозволили намітити галузі ефективного використання нових технологічних схем виробництва пружних трубчастих висувних елементів зі стрічок.

#### **4.1.6. Техніко-економічні показники пропонованих технічних рішень**

Технологічний процес абразивного та подальшого електрохімічного полірування забезпечує: знімання металу зі збідненого в процесі термічної обробки поверхневого шару; згладжування нерівностей у процесі абразивного полірування та подальше електрохімічне очищення поверхневого шару від шаржованих абразивних часток з утворенням на поверхні суцільної анодної захисної плівки, яка забезпечує більш високу стабільність оптичних характеристик поверхні в процесі тривалого зберігання й експлуатації. Встановлено, що застосування електрохімічного полірування поліпшує випромінювальні властивості поверхні та підвищує значення механічних і пружних характеристик матеріалу довгомірних трубчастих елементів. Це пояснюється усуненням концентраторів напруг, а також зняттям поверхневого шару з підвищеними залишковими напруженнями та мікродефектами. У результаті застосування короткочасної анодної обробки в режимі полірування на поверхні утворюється тонка однорідна щільна окисна плівка, яка захищає поверхню виробу від окислювання в процесі дії навколишнього середовища під час зберігання й експлуатації.

Абразивне полірування рекомендується для тонкостінних деталей, але з обов'язковою подальшою короткочасною анодною обробкою в режимі полірування. Тим забезпечується висока стабільність оптичних характеристик оброблених поверхонь. У результаті аналізу літературних і патентних джерел виявлені найбільш важливі аналогічні рішення. У табл. 4.4 наведене порівняння технічних характеристик цих рішень і розробок. Розроблений технологічний процес фінішної обробки світло-

відбивальних поверхонь довгомірних трубчастих елементів діаметром 0,024 м впроваджений на ряді підприємств.

Таблиця 4.4

### Показники технологічних рішень

Назви технологічних рішень	$A_s$	$\varepsilon$	$R_z$ , мкм	Стабільність властивостей
Рішення, що рекомендується: точіння поверхонь зі сплаву марки АМг6 БрБНТ1,7 і БрБНТ1,9	0,12 0,22	0,05 0,04	0,05 0,05	Стабільні Стабільні
Механічне й наступне електрохімічне полірування поверхонь зі сплаву марки АМг6 БрБНТ1,7 і БрБНТ1,9	0,12 0,22	0,06 0,05	0,1 0,1	Стабільні Стабільні
Аналогічне рішення: абразивне поліру- вання поверхонь деталей зі сплаву мар- ки АМг6	0,25	0,07	0,07	Нестабільні
Трубчасті заготовки, що рекомендують- ся, зі сплавів марки БрБНТ1,7 і БрБНТ1,9 і технологія їх виготовлення	0,22	0,05	0,15	Стабільні
Аналогічне рішення: трубчасті заготовки зі сплаву З6НХТЮ та технологія їх виго- товлення	0,41	0,14	0,07	Стабільні

## 4.2. Розроблення та впровадження ефективної технології фінішної обробки світлорозсіювальних поверхонь деталей термоса

На сьогодні широке застосування тонкостінні деталі з високими показниками якості поверхневого шару. Відомо, що особливе місце серед процесів обробки цих деталей займають фінішні операції, тому що застосування різних методів фінішної обробки деталей призводить до формування характерного поверхневого шару, який впливає на перерозподіл падаючого світлового потоку (відбиття, поглинання та випромінювання). У поверхневому шарі під час обробки відбуваються фізичні та хімічні змі-

ни, а поверхневий шар отримує характерний мікрорельєф і хімічний стан. Звичайне шліфування жорсткими кругами для таких деталей застосувати недоцільно, тому що під час обробки тонкостінних оболонок дуже складно управляти силовими діями на поверхневі шари. Тому слід розглянути альтернативні способи обробки поверхонь зразків 50×50×3 мм. Стан поверхневого шару алюмінієвого сплаву марки АМг2 вивчали після різних методів обробки, враховуючи раніше придбану технологічну спадковість. Естетичні властивості поверхонь поліпшуються під час точіння алмазним інструментом, тому світловідбивальна здатність підвищується й має дзеркальний характер.

Відсутність відблисків на поверхні (світлорозсіювання) можна отримати обдуванням вільним абразивом, струминно-абразивною обробкою, витравлюванням в електролітах, нанесенням гальванічних покриттів. Ці методи обробки підвищують випромінювальну здатність поверхонь, одночасно зменшуючи світловідбивання. Характер світловідбивання від таких поверхонь дифузійний. Ці методи обробки можуть бути ефективні для технологічного забезпечення властивостей декоративних поверхонь. Під час застосування струминних методів обробки вільним абразивом утворюються нерівності зі значно більшим діапазоном розсіювання розмірів. Для поверхонь деталей з окисленим шаром критерій шорсткості лише частково відображує форму нерівностей на поверхні через збільшену погрішність контактного методу оцінювання параметрів шорсткості.

Однак під час обробки тонкостінних деталей здійснення ряду процесів утруднено. Тому для розроблення технології виготовлення деталей термоса (рис. 4.35 і 4.36) слід застосовувати способи обробки вільним абразивом, пелюстковими чи голчастими кругами.

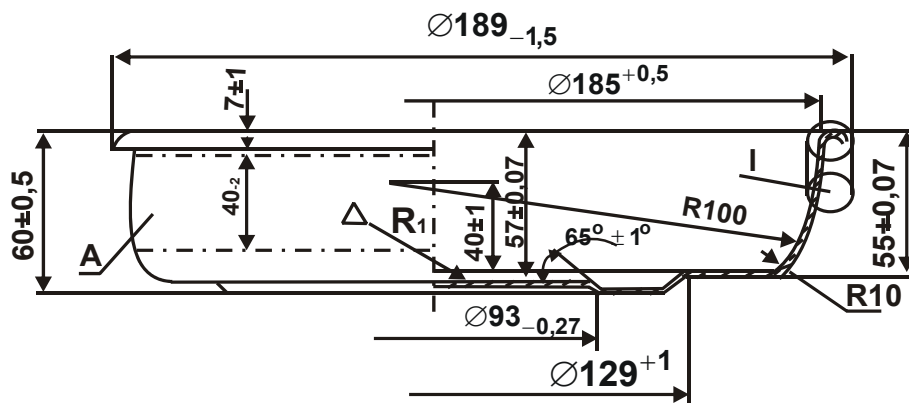


Рис. 4.35. Кришка термоса

Умови обробки: матеріал деталі – лист АМЦм-1,5 ДСТ 21631–76; маса деталі 0,205 кг.

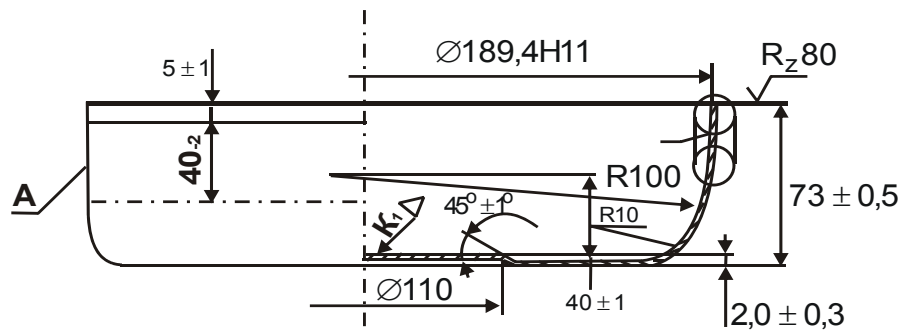


Рис. 4.36. Основа термоса

Умови обробки: матеріал деталі – лист АМг2М-1; ДСТ 21631–76; маса деталі 0,165 кг.

Результати виконаних досліджень дозволили рекомендувати обробку декоративних поверхонь тонкостінних деталей термоса зі сплаву АМг2 еластичними абразивними кругами або голко-щітками підвищеної жорсткості. У результаті розроблений новий технологічний процес обробки поверхонь тонкостінних деталей з алюмінієвих сплавів для забезпечення світлорозсіювальних властивостей. Обробка поверхонь деталей здійснюється на спеціальному устаткуванні способом обкатування спеціальним інструментом (пелюстковими кругами та голко-щітками). Робота виконана спільно з Харківським заводом транспортного устаткування.

Під час обробки поверхні деталі для забезпечення рівномірного відтінку світлорозсіювання вектори окружних швидкостей інструмента та деталі необхідно сполучити з напрямком (рис. 4.37). Обкатувана інструментом деталь обертається навколо своєї вісі, і вісь повертається від 0 до 80°. Процес обробки вісесиметричних деталей забезпечується багатоланцюговим важільним механізмом (рис. 4.38).

Під час розробки конструкції пристрою виникла необхідність у більш точному визначенні відстані  $O_4O_{3i}$  (рис. 4.37) залежно від поточних значень кута повороту кривошипа  $\alpha$  ( $\rho = f(\alpha)$ ). Подібна функція може бути подана у вигляді:

$$\rho = \rho_m \cdot \cos \omega t, \quad (4.50)$$

де  $\rho$  – поточне значення найкоротшої відстані між середніми лініями оброблюваної поверхні деталі й інструмента;

$\rho_m$  – максимальне значення відстані між середніми лініями поверхонь деталі й інструмента;

$\omega$  – кутова швидкість обертання кривошипа  $\alpha$ ;

$t$  – поточне значення часу.

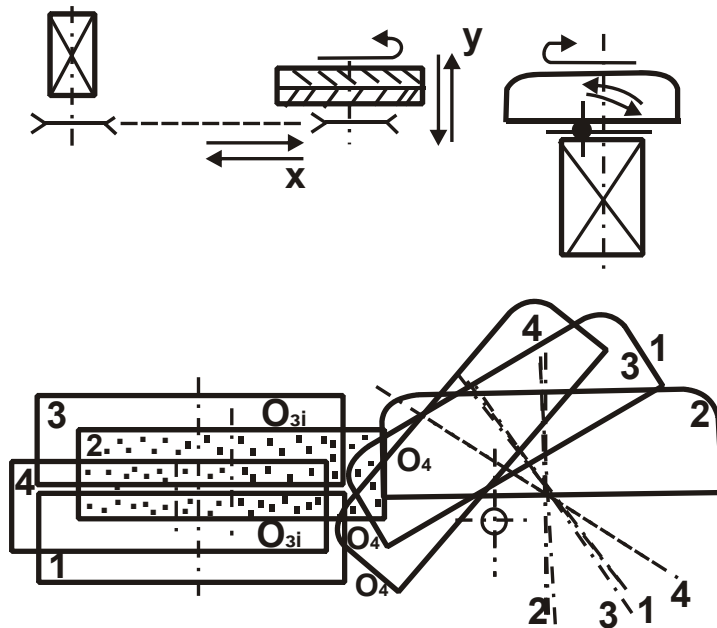


Рис. 4.37. Схема руху інструмента та деталі під час обробки зовнішньої поверхні (а) і положення інструмента та деталі в процесі обробки (один цикл) (б)

Умовні позначення: 1, 2, 3 і 4 – відносне положення інструмента та деталі; x, y – рухи інструмента.

В основу розрахункової схеми покладені два чотирьохланцюгові механізми. Прийняті наступні допущення:

переміщення точки  $O_{3i}$  уздовж осі X незначно впливає на закон руху точки  $O_{3i}$  уздовж осі Y;

переміщення точки  $O_4$  уздовж осі X незначно впливає на закон руху точки  $O_4$  уздовж осі Y.

Аналіз схеми пристрою з використанням методики, викладеної в роботі [4], дозволив подати функцію  $\rho = f(\alpha)$  для деталі у вигляді:

$$\rho_D = 2O_1O_4 \sin \left( \frac{\varphi_{mD} - 2\varphi_D}{4} \right) = 2O_1O_4 \sin \left\{ \arcsin \frac{B_D}{4O_1O_4} - \frac{1}{2} \left[ \arccos \frac{c_1^2 + d_1^2 - (B_1 + a_1)^2}{2c_1d_1} - \arccos \frac{c_1^2 + a_1^2 + d_1^2 - B_1^2 - 2ad_1 \cos \alpha}{2c_1 \sqrt{a^2 + d_1^2 - 2ad_1 \cos \alpha}} - \arcsin \frac{a \sin \alpha}{\sqrt{a^2 + d_1^2 - 2ad_1 \cos \alpha}} \right] \right\}, \quad (4.51)$$

де  $O_1O_4$  – відстань від осі повороту деталі до середини оброблюваної поверхні;

$\varphi_m$  – максимальний кут повороту деталі з приводом обертання;



$\varphi$  – поточне значення кута повороту деталі;  
 $B_d$  – ширина оброблюваної поверхні деталі;  
 $a, v_1, c_1, d_1$  – довжини ланцюгів чотирьохланцюгового механізму;  
 $\alpha$  – поточне значення повороту кривошипа  $a$ .



Рис. 4.38. Схема двох чотирьохланцюгових механізмів привода відносного переміщення абразивного інструмента та деталі

Закон руху точки  $O_4$  середньої лінії оброблюваної поверхні деталі запишеться у вигляді:

$$l_d = 2O_1O_4 \sin \frac{\varphi}{2}, \quad (4.52)$$

де  $l_d$  – довжина шляху переміщення середньої точки поверхні деталі уздовж осі Y;

$\varphi$  – вираження, укладене у квадратні дужки залежності (4.51)

Аналогічно визначається функція  $\rho = f(\alpha)$  для інструмента:

$$\begin{aligned}
 \rho = 2O_2O_3 \sin \left( \frac{\varphi_{m_i} - 2\varphi}{4} \right) = 2O_2O_3 \sin \left\{ \arcsin \frac{B_i}{4O_2O_3} - \frac{1}{2} \left[ \arccos \frac{c_2^2 + d_2^2 - (B_2 + a)^2}{2c_2d_2} \right. \right. \\
 \left. \left. - \arccos \frac{c_2^2 + a^2 + d_2^2 - B_2^2 - 2ad_2 \cos \alpha}{2c_2 \sqrt{a^2 + d_2^2 - 2ad_2 \cos \alpha}} - \arcsin \frac{a \sin \alpha}{\sqrt{a^2 + d_2^2 - 2ad_2 \cos \alpha}} \right] \right\}. \quad (4.53)
 \end{aligned}$$

Закон руху точки на ділильній окружності шестірні привода переміщення інструмента по Y визначиться у вигляді:

$$l_i = 2O_2O_3 \sin \frac{\varphi_i}{2}. \quad (4.54)$$

На закони руху точок (залежності (4.52) і (4.54)) впливають співвідношення довжин ланцюгів чотирьохланцюгових механізмів, які визначаються в значній мірі розмірами робочих поверхонь інструмента й деталі.

Для налагодження пристрою на обробку конкретної деталі з розміром  $B_d$  необхідно визначити взаємозв'язок між збільшенням кривошипа  $a$  та кутами повороту  $\varphi_{m_i}$  і  $\varphi_{m_d}$ . Функцію  $a = f(\varphi_m)$  можна подати:

- для інструмента

$$a_i = \sqrt{c_2^2 + d_2^2 + 2c_2d_2 \cos(\theta_2 + \psi_i + \frac{\varphi_{m_i}}{2})} - B_2; \quad (4.55)$$

- для деталі

$$a_d = \sqrt{c_1^2 + d_1^2 + 2c_1d_1 \cos(\theta_1 + \psi_i + \frac{\varphi_{m_i}}{2})} - B_1, \quad (4.56)$$

де  $\theta_1$  – кут між ланцюгами  $O_2C_2$  і  $O_2O_3$ ;

$\theta_2$  – кут між ланцюгами  $O_1C_1$  і  $O_1O_4$ ;

$\psi_1, \psi_2$  – кут між напрямом центральної осі та ланцюгами  $OO_1$  і  $OO_2$ .

Кути  $\theta_1, \theta_2, \psi_1, \psi_2$  визначені конструкцією установки. Якщо  $B_i = B_d = B$ , то

$$\varphi_{m_i} = 4 \arcsin \frac{B}{2O_2O_3}; \quad (4.57)$$

$$\varphi_{m_d} = 4 \arcsin \frac{B}{2O_1O_4}. \quad (4.58)$$

Залежності (4.51) і (4.53) за прийнятих умов визначають функціональну залежність між збільшенням кривошипа  $a$  та шириною інструмента та деталі як близьку до лінійної.

Для забезпечення налагодження пристрою на обробку конкретної деталі були побудовані графіки (рис. 4.39), які характеризують переміщення площі контакту інструмента та деталі (робочої зони) залежно від поточних значень кута повороту кривошипа  $\alpha$ .

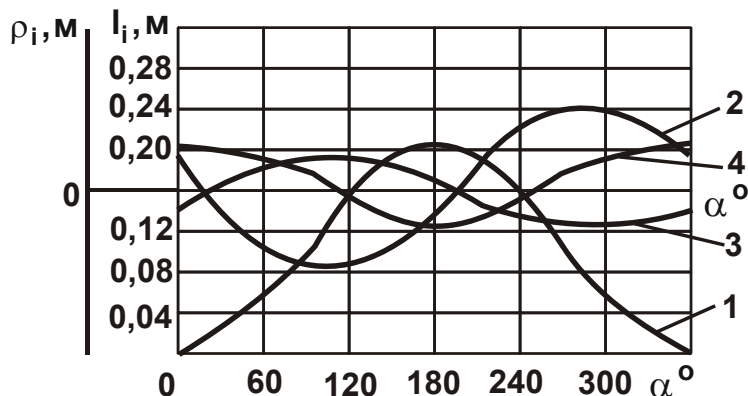


Рис. 4.39. Графіки функцій  $I_i = f(\alpha)$  і  $\rho_i = f(\alpha)$

Умовні позначення: 1 –  $I_d = f(\alpha)$ ; 2 –  $I_i = f(\alpha)$ ; 3 –  $\rho_d = f(\alpha)$ ; 4 –  $\rho_i = f(\alpha)$ ;  $V_i = V_d = 0,06$  м.

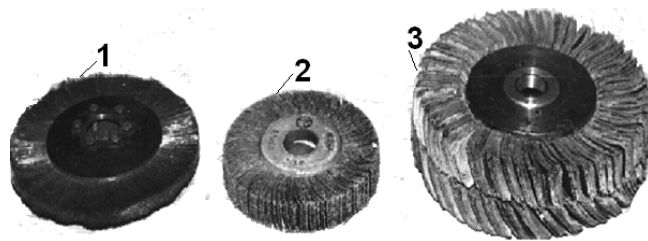
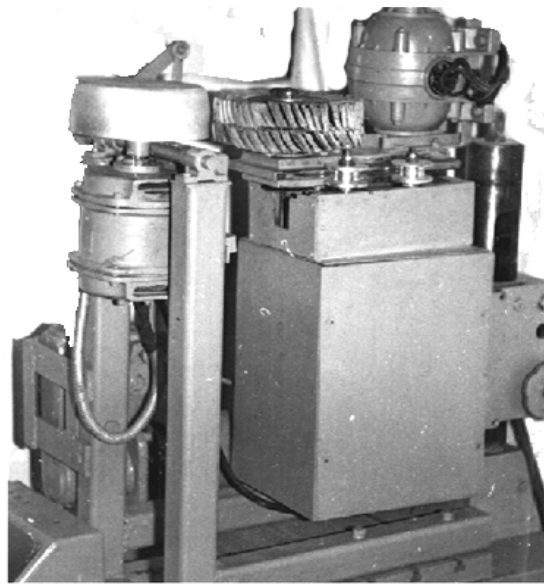
На закони руху середньої лінії оброблюваної поверхні та середньої лінії інструмента впливають співвідношення довжин ланцюгів чотирьох-ланцюгових механізмів, які визначаються в значній мірі розмірами робочих поверхонь інструмента та деталі.

Взаємозв'язок між збільшенням кривошипа  $a$  та кутами повороту інструмента та деталі необхідний для налагодження пристрою для обробки. Установлено, що функціональна залежність між збільшенням кривошипа  $a$  та шириною інструмента та деталі близька до лінійної.

Довжина ланок багатоланкового механізму обрана таким чином, щоб відносні рухи інструмента та деталі переміщали площу контакту на всій поверхні деталі. Таке відносне переміщення деталі та інструмента забезпечує постійний контакт їхніх поверхонь у процесі обкатування.

Для здійснення процесу обробки тонкостінних деталей була розроблена конструкція та виготовлене спеціальне обладнання, пелюсткові абразивні круги та голко-щітки підвищеної жорсткості (рис. 4.40).

Обробка декоративної поверхні тонкостінних деталей термоса з листа сплаву марки АМг2М–1 ДСТ 21631–76 виконувалася спеціальними голко-щітками й абразивними кругами. Рекомендовано наступні режими обробки: окружна швидкість інструмента – 15 м/с; окружна швидкість деталі – 15 м/с; деформація еластичного інструмента – 4 мм; подача інструмента – 2 мм/с; подача деталі – 4 мм/с [174 – 176].



**Рис. 4.40. Установка для абразивної обробки зовнішньої поверхні деталей термоса (а), абразивний та лезовий інструменти (б)**

*Умовні позначення: 1 – голко-щітка; 2, 3 – пелюсткові круги.*

Також розроблено технологічний процес електрохімічного полірування тонких стрічок зі сплаву марки МНц15-20 для деталей реле. Робота виконувалася спільно із Харківським виробничим об'єднанням "Радіореле". За ескізним проектом розроблено технічну документацію та виготовлені два пристрої для електрохімічного полірування стрічок сплаву марки МНц15-20 для контактів реле. Пристрої характеризуються діапазоном регулювання параметрів режиму обробки: швидкість переміщення оброблюваної стрічки до 0,1 м/с, щільність струму –  $(1 \dots 2) \cdot 10^4 \text{ A/m}^2$ , напруга – 24 В. Ширина оброблюваної стрічки – до 30 мм.

### **4.3. Створення матових (світлорозсіювальних) поверхонь деталей, які знайшли застосування в побуті**

Поряд з деталями об'єктів нової техніки знайшли застосування й деталі зі спеціальними оптичними властивостями поверхонь. Для забезпечення світлорозсіювальних властивостей поверхонь в процесі елект-

рохімічної обробки плоских деталей з листових матеріалів спільно з Харківським виробничим верстатобудівним об'єднанням розроблена конструкція та виготовлений пристрій (рис. 4.41).

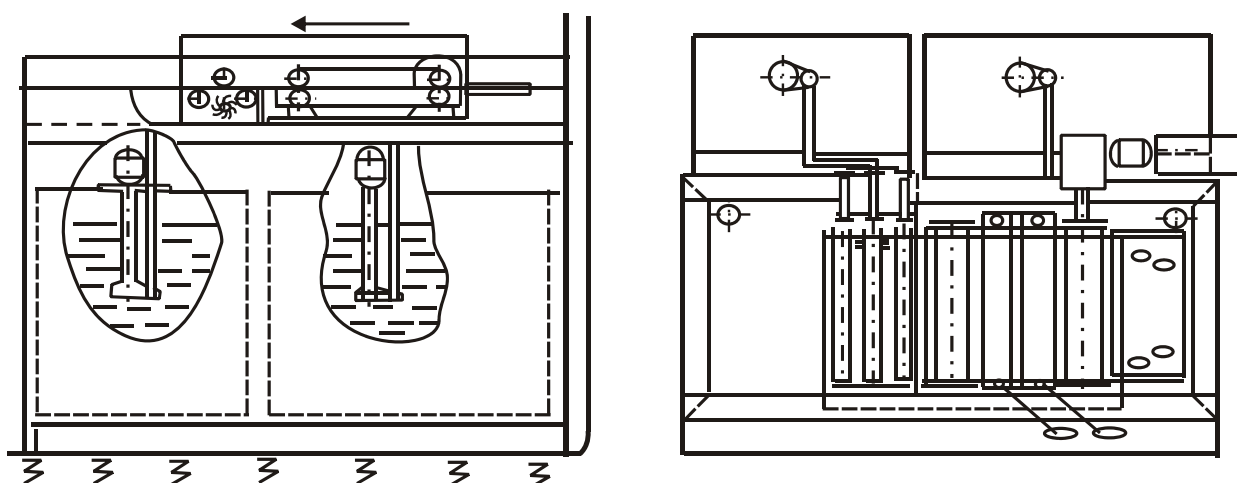


Рис. 4.41. Загальний вигляд пристрою для електрохімічної обробки плоских деталей із листових матеріалів

Процес електрохімічної обробки плоских деталей здійснюється безперервно з безконтактним підведенням технологічного струму. Пристрій має наступний діапазон регулювання параметрів режиму обробки: швидкість переміщення оброблюваної деталі –  $(0,0002 \dots 0,02)$  м/с (тривалість обробки  $600 \dots 3$  с), щільність струму –  $(1 \dots 2) \cdot 10^6$  А/м<sup>2</sup>, напруга –  $27 \dots 21$  В. Циркуляція робочих розчинів здійснюється насосами типу ПА–22. Регулювання температури робочих розчинів здійснюється в змійовику проточною водою, а контроль – термометрами. Технологічний струм підводять від випрямлювача типу ВР–200. Ширина оброблюваних деталей – до 200 мм.

## Висновки до розділу 4

Розроблено математичну модель стійкості трубчастої заготовки в процесі її абразивної обробки та визначені межові значення параметрів режиму різання, за яких сила різання досягає критичного значення, обумовленого втратою стійкості заготовки. Критична сила визначається залежностями, що описують вигинну та гнучко-крутильну форми втрати стійкості. Визначено умови, які встановлюють перевагу вигинної або гнучко-крутильної форми втрати стійкості.

Виконано оцінювання стійкості процесу та визначені інтервали варіювання значень окружних швидкостей та тиску інструмента під час обробки трубчастих заготовок зі стрічок 0,15×50 мм і 0,20×50 мм із радіусом кільцевого перетину 7, 12, 14 і 20 мм (матеріал заготовки – сплав марки З6НХТЮ). Установлено, що для товщини стрічки 0,15 мм величина сили стиску не повинна перевищувати 18 Н (R = 14 мм) і 11 Н (R = 20 мм) для заготовки 0,15×50 мм. Втрата стійкості трубчастої заготовки відбувається в вигинній формі. З огляду на це для абразивної обробки поверхонь довгомірних трубчастих заготовок із тонких пружинних стрічок хромо-нікелевих і мідно-берилієвих сплавів рекомендований наступний режим обробки: окружна швидкість повстяних полірувальників з алмазною пастою АСМ 2/1 складає 30 м/с; питомий тиск інструмента – до 500 кПа.

Розроблено ефективний технологічний процес і спеціальне устаткування для виготовлення довгомірних трубчастих елементів зі стрічок хромо-нікелевих і мідно-берилієвих сплавів. Технологічний процес включає операції формоутворення, термічної обробки, абразивного й абразивно-електрохімічного полірування поверхонь замість традиційно застосовуваної металізації алюмінієм у вакуумі.

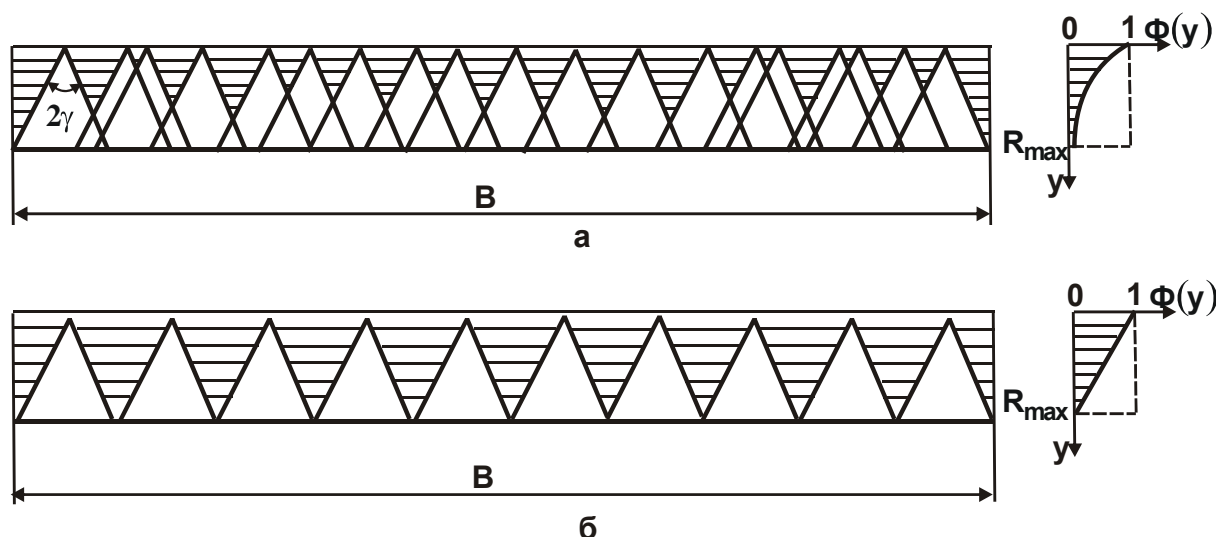
Для здійснення технологічного процесу розроблене нестандартне встаткування: кромкогібний пристрій з 9-ма парами роликів; муфельна піч; повстяні полірувальники; спеціальні оправлення; зварювальні пристрої та намотувач; пристрій для перемотування стрічок; електролізери; системи електроживлення, перемотування, знежирення, холодного та гарячого промивання, нейтралізації, циркуляції й охолодження робочих сполук і сушіння обробленої поверхні; пристрій для нанесення покриттів і виготовлення отворів; спеціальні інструменти. Технологічне встаткування дозволяє регулювати параметри режиму обробки в наступних межах: для термічної обробки швидкість переміщення заготовки – (0,0001 ... 0,01) м/с (тривалість термічної обробки, відповідно, 18 000 ... 180 с), температура нагрівання – (500 ... 700) К. Для абразивного полірування окружна швидкість полірувальника – (20 ... 100) м/с, питомий тиск – до 500 кПа. Для електрохімічного полірування швидкість переміщення заготовки – (0,0002 ... 0,003) м/с (тривалість обробки, відповідно, 900 ... 6 с), щільність струму до  $2,5 \cdot 10^2$  А/дм<sup>2</sup> з напругою 24 В (фосфоро-хромовий електроліт). Для нанесення покриттів швидкість переміщення оброблюваної стрічки – (0,0001 ... 0,002) м/с, температура в сушильній камері – (370 ... 470) К.

## **Розділ 5. Теоретичні основи визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування**

### **5.1. Загальний теоретичний підхід до аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки**

У розділі 2 роботи наведені результати теоретичних досліджень закономірностей формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки з позиції теорії ймовірностей. Використовуючи отримані теоретичні рішення, установлені взаємозв'язки між параметрами шорсткості й оптичними характеристиками оброблюваної поверхні, що дозволило науково обґрунтовано підійти до вибору оптимальних умов обробки, які забезпечують створення світловідбивальних поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок космічного призначення. Разом з тим, використовуючи отримані аналітичні залежності для визначення ймовірнісної функції, що описує шорсткуватий шар оброблюваної поверхні, можна підійти до вирішення й інших завдань – у першу чергу завдання встановлення умов зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, включаючи процеси шліфування, доведення, абразивного полірування та ін. Вирішення цього завдання має велике теоретичне та практичне значення, незважаючи на значну кількість опублікованих у науково-технічній літературі робіт. Адже обґрунтування умов істотного зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки в теоретичному напрямі не вирішене. Як і раніше, пошук шляхів зменшення шорсткості поверхні проводиться на основі результатів експериментальних досліджень, причому окремо для кожного методу абразивної обробки. Фактично відсутні теоретичні вирішення, які з єдиних позицій описували б закономірності формування шорсткості поверхні для різних методів абразивної обробки. Це не дозволяє виявити, обґрунтувати та реалізувати на практиці технологічні можливості абразивної обробки, особливо для досягнення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  на рівні 0,001 мкм і нижче, що важливо для обробки прецизійних деталей. У зв'язку із цим у даному розділі проведений теоретичний аналіз умов зменшення шорсткості оброблюваних по-

верхонь в процесі абразивної обробки. Для аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні спочатку розглянутий найпростіший випадок – процес доведення абразивними зернами однакового розміру (рис. 5.1а), коли оброблюваний зразок залишається нерухомим (за відсутності радіальної подачі), а інструмент із розташованими на його робочій поверхні абразивними зернами виконує переміщення в горизонтальній площині зі швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ .



**Рис. 5.1. Розрахункова схема імовірнісної функції  $\Phi(y)$  за умови нерівномірного (а) і рівномірного (б) розташування проєкцій зерен на оброблюваній поверхні зразка**

Для аналітичного опису параметрів шорсткості поверхні необхідно скористатися теоретико-імовірнісним підходом [73; 102], розглянутим у розділі 1. Відповідно до цього підходу, закономірності формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки аналітично описуються функцією  $\Phi(y)$ , що характеризує ймовірність невилученого металу з поверхні оброблюваного зразка, тобто визначальну частку металу, що залишився на оброблюваній поверхні, у вигляді мікронерівностей:

$$\Phi(y) = \left(1 - \frac{2\text{tg}\gamma \cdot y}{B}\right)^n = (1 - x)^n, \quad (5.1)$$

де  $2\gamma$  – кут у вершини конусоподібної частини різального зерна;  
 $n$  – кількість абразивних зерен, що беруть участь у процесі різання;  
 $B$  – ширина зразка, м;



$y$  – координата, відлічувана від вершини різального зерна, м;  
 $x = 2\text{tg}\gamma \cdot y / B$  – безрозмірна величина.

За фізичною сутністю функція  $\Phi(y)$  відповідає класичній відносній опорній довжині мікропрофілю обробленої поверхні – одному з основних параметрів шорсткості поверхні [130].

З метою спрощення розрахунків у п. 2.1 запропоновано замість бінома Ньютона  $(1-x)^n$  використовувати експонентну функцію  $e^{-n \cdot x}$ . Однак при цьому не достатньо обґрунтована можливість переходу від бінома Ньютона  $(1-x)^n$  до експонентної функції  $e^{-n \cdot x}$ , тобто не показані межі зміни параметрів  $x$  і  $n$ , за яких можливий такий перехід і досягається необхідна ступінь сходження значень функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ . Тому важливо оцінити, за якими значеннями  $x$  і  $n$  можна функцію  $(1-x)^n$  з достатньою для практики точністю виразити функцією  $e^{-n \cdot x}$ .

Як показують розрахунки, безрозмірна величина  $x = 2\text{tg}\gamma \cdot y / B$ , яка у межі дорівнює  $x = 2\text{tg}\gamma \cdot R_{\text{max}} / B$ , з урахуванням умови  $B \gg R_{\text{max}}$  приймає значення  $x \ll 0,01$  (де  $R_{\text{max}}$  – параметр шорсткості оброблюваної поверхні, який чисельно дорівнює максимальній висоті мікронерівностей оброблюваної поверхні). Це пов'язане з тим, що параметр  $B > 10$  мм, а параметр шорсткості оброблюваної поверхні  $R_{\text{max}} < 1$  мкм. У результаті безрозмірна величина  $(1-x)$  приймає значення, близькі до одиниці, наприклад: 0,9; 0,99; 0,999; 0,9999 ... Якщо звернутися до експонентної функції  $e^{-x}$ , то зі значеннями  $x < 0,01$  виконується умова:

$$(1-x) = e^{-x}. \quad (5.2)$$

Підтвердженням тому є дані, наведені в табл. 5.1, оскільки для значень  $x < 0,01$  значення функцій  $(1-x)$  і  $e^{-x}$  ідентичні. Отже, з високим ступенем точності (до 100 %) можна замість функції  $(1-x)$  у розрахунках використовувати спрощену та зручну експонентну функцію  $e^{-x}$ . Тоді для значень  $x < 0,01$  функція  $\Phi(y)$  може бути виражена залежністю (5.1).

У табл. 5.2 наведені розрахункові значення функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ , які наочно підтверджують, що за умови  $x = 0,3$  спостерігається достатньо

істотна відмінність значень функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$ . За умови  $x=0,1$  ця відмінність менша, а за  $x=0,01$  – повністю зникає, тобто з точністю до 100 % розрахунки параметрів шорсткості поверхні можна виконувати за спрощеною та достатньо зручною для аналізу залежністю  $e^{-n \cdot x}$ , яка в узагальненому вигляді описується:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n}{B} \cdot y} \quad (5.3)$$

Таблиця 5.1

### Розрахункові значення функцій $(1-x)$ і $e^{-x}$

x	0,3	0,1	0,01	0,001	0,0001
$(1-x)$	0,7	0,9	0,99	0,999	0,9999
$e^{-x}$	0,74	0,905	0,99	0,999	0,9999

Загальний вигляд імовірнісної функції  $\Phi(y)$ , що описується залежністю (5.3), показаний на рис. 5.1а. Показаний на рис. 5.1а параметр  $R_{\max}$  визначає максимальну висоту мікронерівностей оброблюваної поверхні. За умови  $y=0$  функція  $\Phi(y=0)=1$ . Зі збільшенням координати  $y$  функція  $\Phi(y)$  зменшується, необмежено наближаючись до нульового значення  $\Phi(y) \rightarrow 0$ . У цьому випадку максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні (параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ ) можна встановити лише з наперед заданим ступенем точності, тому що функція  $\Phi(y)$  ніколи не перетинає лінію  $\Phi(y)=0$ .

Слід подати залежність (5.3) у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B} \cdot \frac{y}{R_{\max}}} \quad (5.4)$$

Чисельник показника ступеня функції  $\Phi(y)$  в залежності (5.1), дорівнює  $2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$ , визначає сумарну довжину основ проекцій  $n$  зерен на вертикальну площину (тобто площину оброблюваного зразка) за умови, що всі зерна рівновіддалені одне від одного (рис. 5.1б). Тоді від-

ношення  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$  буде визначати, у скільки разів сумарна довжина основ проєкцій  $n$  зерен на вертикальну площину  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$  буде більша ширини оброблюваного зразка  $B$  на рівні  $y = R_{\max}$ .

Таблиця 5.2

**Розрахункові значення функцій  $(1-x)^n$  і  $e^{-n \cdot x}$**

n	$(1-x)^n$			$e^{-n \cdot x}$		
	x = 0,01	x = 0,1	x = 0,3	x = 0,01	x = 0,1	x = 0,3
1	0,99	0,9	0,7	0,99	0,905	0,74
2	0,98	0,81	0,49	0,98	0,818	0,548
3	0,97	0,729	0,343	0,97	0,74	0,4
4	0,96	0,656	0,24	0,96	0,67	0,3
5	0,95	0,59	0,168	0,951	0,606	0,22
6	0,941	0,531	0,117	0,942	0,549	0,165
7	0,932	0,478	0,082	0,932	0,496	0,122
8	0,922	0,43	0,057	0,923	0,449	0,09
9	0,913	0,387	0,04	0,914	0,407	0,067
10	0,904	0,348	0,028	0,905	0,37	0,05
11	0,895	0,313	0,019	0,896	0,333	0,037
12	0,886	0,282	0,013	0,887	0,3	0,027
13	0,877	0,254	0,009	0,878	0,272	0,02
14	0,869	0,228	0,007	0,869	0,46	0,015
15	0,86	0,206	0,004	0,86	0,223	0,011
16	0,851	0,185	0,003	0,852	0,202	0,008
17	0,843	0,166	0,002	0,844	0,183	0,006
18	0,834	0,15	0,0016	0,835	0,165	0,004
19	0,826	0,135	0,001	0,827	0,15	0,003
20	0,818	0,121	0,0008	0,819	0,135	0,0024

Позначаючи

$$N = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}, \quad (5.5)$$

із урахуванням умови  $\psi = y / R_{\max}$  залежність (5.4) набуде вигляду:

$$\Phi(y = R_{\max}) = e^{-N \cdot \psi}. \quad (5.6)$$

Відповідно, за умови  $y = R_{\max}$  або  $\psi = 1$  отримано:

$$\Phi(y = R_{\max}) = e^{-N}. \quad (5.7)$$

У табл. 5.3 наведені розраховані за залежністю (5.7) значення функції  $\Phi(y = R_{\max})$  для різних значень  $N$ .

Таблиця 5.3

**Розрахункові значення функції  $\Phi(y = R_{\max})$**

N	1	2	3	4	5	6
$\Phi(y = R_{\max})$	0,368	0,135	0,05	0,018	0,0067	0,0024

Як видно, зі збільшенням числа  $N$  значення функції  $\Phi(y = R_{\max})$  необмежено зменшуються. Це свідчить про те, що з погляду теорії ймовірностей для забезпечення умови  $\Phi(y = R_{\max}) \rightarrow 0$ , тобто для повного видалення оброблюваного металу на рівні  $y = R_{\max}$ , число  $N$  повинне бути більшим як мінімум у чотири рази. Це обумовлено тим, що в реальних умовах обробки абразивні зерна хаотично розташовані на робочій поверхні інструмента, тобто віддалені одне від одного на різні відстані. Тому для виконання умови  $\Phi(y = R_{\max}) \rightarrow 0$  число  $N$  повинно приймати значення  $N \geq 4$ , тоді як за рівновіддаленим розташуванням зерен, виходячи із чисто геометричного подання,  $N = 1$  (рис. 5.1б).

Таким чином, безладне розташування абразивних зерен на робочій поверхні інструмента й їх імовірнісний характер участі в процесі знімання металу з оброблюваного зразка вносить принципові зміни в закономірності формування шорсткості поверхні зразка й указує на необхідність дослідження параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки з позиції теорії ймовірностей. Необхідно відзначити, що й спрощені геометричні підходи до аналітичного опису параметрів шорсткості поверхні також застосовні [81; 86; 156], тому що вони дозволяють отримати наближені рішення, які цілком можна використовувати для теоретичного аналізу конкретних випадків абразивної обробки.

На рис. 5.2 функція  $\Phi(y)$  подана в тривимірному зображенні. Під час переміщення інструмента, що рухається зі швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ , на від-

стань  $V_{\text{інстр}} \cdot \tau$  із вертикальною площиною зразка проконтактує  $n$  зерен (де  $\tau$  – час обробки, с). У результаті накладення проєкцій зерен та їх перекриття утвориться мікропрофіль оброблюваної поверхні, описуваний імовірнісною функцією  $\Phi(y)$ . Чим більша відстань  $V_{\text{інстр}} \cdot \tau$ , тим менші значення імовірнісної функції  $\Phi(y)$ . За умови  $y = R_{\text{max}}$  функція  $\Phi(y) \rightarrow 0$ .

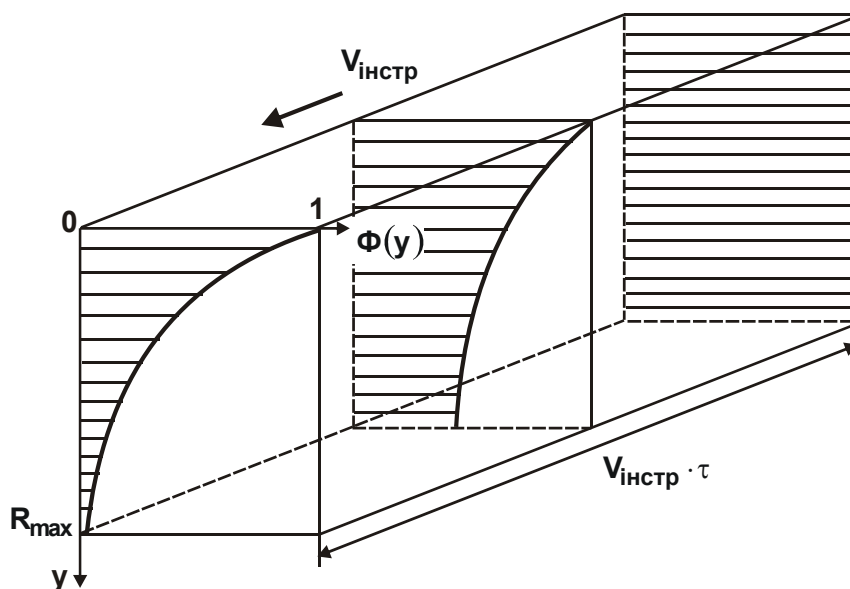


Рис. 5.2. Тривимірне зображення функції  $\Phi(y)$

Залежність (5.3) справедлива для обробки поверхні зразка з вихідною шорсткістю, дорівненою нулю. У дійсності процес доведення абразивними зернами здійснюється за значною вихідною шорсткістю оброблюваної поверхні, яка утворюється на попередніх операціях, наприклад шліфуванні та лезовій обробці. У цьому випадку залежність (5.3) видозміниться. Так, якщо прийняти, що у зв'язку з вихідною шорсткістю поверхні параметр  $B$  умовно зменшується за законом:  $B(y) = B - \text{tg} \alpha \cdot y$  (рис. 5.3), то залежність (5.3) виразиться:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{(B - \text{tg} \alpha \cdot y)} \cdot y}, \quad (5.8)$$

де  $\alpha$  – кут, що визначає ступінь зменшення параметра  $B$  у зв'язку з наявністю на оброблюваній поверхні вихідної шорсткості.

Характер зміни функції  $B(y) = B - \text{tg} \alpha \cdot y$ , за суттю, визначає один з основних параметрів шорсткості поверхні – відносну опорну довжину мікропрофілю обробленої поверхні [130].

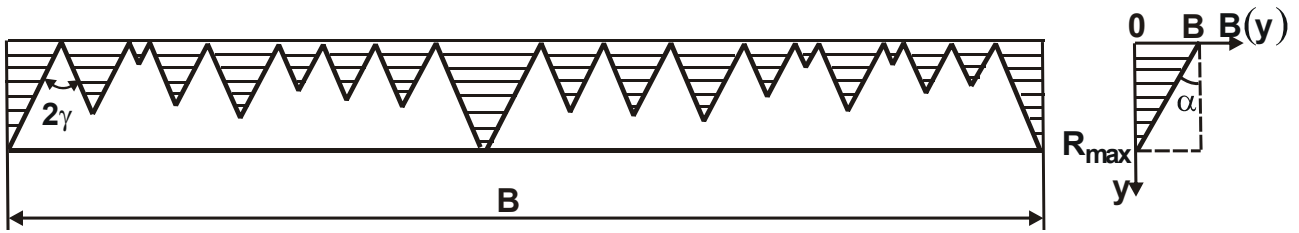


Рис. 5.3. Вихідна шорсткість оброблюваної поверхні і загальний вигляд функції  $B(y)$

Як впливає із залежності (5.8), за умови  $y = 0$  функція  $\Phi(y = 0) = 1$  (рис. 5.4). Якщо прийняти  $\operatorname{tg} \alpha = B/R_{\max}$ , то за умови  $y = R_{\max}$  функція  $\Phi(y = R_{\max}) = 0$ . На відміну від випадку, розглянутого вище для нульової

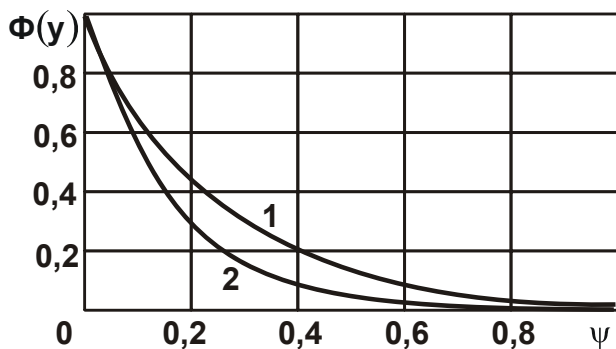


Рис. 5.4. Характер зміни функції  $\Phi(y)$

Умовні позначення: 1 –  $\alpha = 0^\circ$ ;  
2 –  $\alpha = 45^\circ$ .

вихідної шорсткості поверхні, коли функція  $\Phi(y = R_{\max}) \rightarrow 0$ , у цьому випадку функція  $\Phi(y = R_{\max}) = 0$ .

На рис. 5.4 і в табл. 5.4 наведені графіки функції  $\Phi(y)$ . Для зручності розрахунків функція  $\Phi(y)$  подана у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\psi \cdot N}{(1 - \operatorname{tg} \alpha \cdot \psi)}}, \quad (5.9)$$

де  $\psi = y/R_{\max}$  – коефіцієнт, що враховує зміну координати  $y$  та приймає значення  $0 \dots 1$ .

Таблиця 5.4

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0$	1	0,67	0,45	0,3	0,2	0,135	0,09	0,06	0,04	0,018
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0,25$	1	0,663	0,431	0,272	0,17	0,1	0,06	0,033	0,018	0,005
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 0,5$	1	0,657	0,41	0,244	0,135	0,07	0,032	0,0135	0,005	0,0003
$\Phi(y)$ для $\operatorname{tg} \alpha = 1$	1	0,644	0,368	0,18	0,07	0,018	0,0024	0	0	0

Наведені в табл. 5.4 значення функції  $\Phi(y)$  отримані для випадку  $N=4$ . Як видно, зі зменшенням  $\operatorname{tg}\alpha$  від значення  $\operatorname{tg}\alpha = B/R_{\max}$  до значення  $\operatorname{tg}\alpha = 0$  (тобто кута  $\alpha = 0$ ) функція  $\Phi(y)$  приймає більші значення. Водночас характер зміни функції  $\Phi(y)$  залишається таким же, як і в залежності (5.3): функція  $\Phi(y)$  безупинно зменшується зі збільшенням координати  $y$ . Таким чином показано, що чим більше значення функції  $V(y) = B - \operatorname{tg}\alpha \cdot y$ , тобто чим більша вихідна відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні, тим більше значення функції  $\Phi(y)$  та, відповідно, менший параметр шорсткості поверхні  $R_a$ .

## 5.2. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивної обробки

У роботі [101] наведене загальне теоретичне визначення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  на основі використання ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  (рис. 5.5). Для цього спочатку визначене положення середньої лінії  $y = a$ , що розділяє мікропрофіль обробленої поверхні на дві частини таким чином, що заштриховані на рис. 5.5 площі  $F_1$  і  $F_2$  рівнозначні. У цьому випадку найбільша западина мікропрофілю відповідає значенню  $y = 0$ , а найбільший виступ мікропрофілю відповідає значенню  $y = R_{\max}$ .

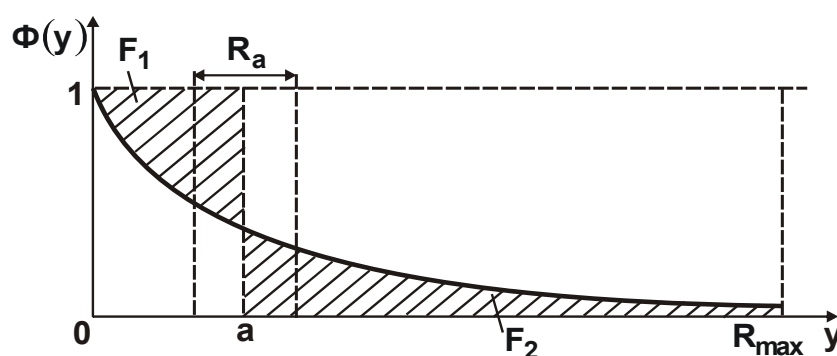


Рис. 5.5. Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні  $R_a$

Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  за визначенням дорівнює довжині сторони прямокутника з висотою  $\Phi(y) = 1$  (рис. 5.5), тобто

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1} = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot F_2. \quad (5.10)$$

Положення середньої лінії  $y = a$  визначається за умови  $F_1 = F_2$ . Тоді в загальному випадку площі  $F_1$  і  $F_2$  аналітично опишуться:

$$F_1 = \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy = a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy ; \quad (5.11)$$

$$F_2 = \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (5.12)$$

Порівнянням залежностей (5.11) і (5.12) отримано:

$$a = \int_0^a \Phi(y) \cdot dy + \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy ; \quad (5.13)$$

$$R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (5.14)$$

У випадку, якщо  $\text{tg } \alpha = 0$  (тобто в умовах обробки суцільного металу, коли вихідна шорсткість поверхні дорівнює нулю), параметри  $a$  та  $R_a$  визначаються досить просто та виражаються наступними залежностями, отриманими на основі залежностей (5.13) і (5.14):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{B}{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n} \left( 1 - e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right); \quad (5.15)$$

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{B}{\text{tg } \gamma \cdot n} \left( 0,367 - e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right). \quad (5.16)$$

За умови  $N \geq 4$ , що має місце на практиці, виходячи з табл. 5.3, функція  $\Phi(y = R_{\max})$  приймає значення, значно менші 0,367. Тому другим доданком у залежностях (5.15) і (5.16) можна зневажити в першому наближенні, тоді вони набудуть спрощеного вигляду:



$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}; \quad (5.17)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (5.18)$$

Слід перетворити залежності (5.17) і (5.18) з урахуванням відношення  $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$ , яке визначає, у скільки разів сумарна довжина основ проекцій  $n$  зерен на вертикальну площину  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$  буде більша ширини оброблюваного зразка  $B$  на рівні  $y = R_{\max}$  (див. рис. 5.1). У результаті отримано:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{R_{\max}}{N}; \quad (5.19)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{0,734 \cdot R_{\max}}{N} \quad (5.20)$$

або

$$\frac{a}{R_{\max}} = \frac{1}{N}; \quad (5.21)$$

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{0,734}{N}. \quad (5.22)$$

Як впливає із залежностей (5.21) і (5.22), відношення  $a/R_{\max}$  і  $R_a/R_{\max}$  тим менші, чим більше число  $N \geq 1$ . Застосовуване на практиці відношення

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = \frac{N}{0,734}, \quad (5.23)$$

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. 5.5).

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 з табл. 5.5 і рис. 5.6, це досягається для значень  $N = 3 \dots 5$ .

Із залежності (5.18) випливає, що зменшити параметр шорсткості

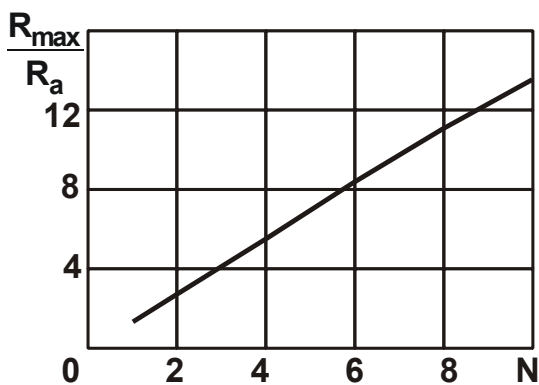


Рис. 5.6. Залежність відношення  $R_{\max} / R_a$  від  $N$

поверхні  $R_a$  можна за рахунок збільшення кількості працюючих зерен:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau, \quad (5.24)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./ $\text{м}^2$ ;

$V_{\text{інстр}}$  – швидкість переміщення ін-

струмента, м/с;

$\tau$  – час обробки, с.

Кількість працюючих зерен  $n$  тим більша, чим більші параметри  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$  і  $\tau$ . З урахуванням (5.24) параметри  $a$  і  $R_a$  визначаються:

$$a = \frac{1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}; \quad (5.25)$$

$$R_a = \frac{0,184}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}. \quad (5.26)$$

У випадку  $\alpha > 0$  функція  $\Phi(y)$  приймає складний вигляд (5.8), і тому

обчислити інтеграли  $\int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy$  і  $\int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy$ , що входять у залежності

(5.15) і (5.16), неможливо. Установити  $a$  та  $R_a$  відповідно до залежностей (5.15) і (5.16) можна лише чисельним методом на основі розрахункових значень функції  $\Phi(y)$ , наведених у табл. 5.4. Для цього слід в залежностях (5.15) і (5.16) перейти від інтегрування до підсумовування:

$$a = \sum_{i=1}^z \Phi_i(y) \cdot dy; \quad (5.27)$$

$$R_a = 2 \cdot \sum_{i=m}^z \Phi_i(y) \cdot dy, \quad (5.28)$$

де  $z$  – кількість інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від 0 до значення  $R_{\max}$  за координатою  $y$ ;

$m$  – кількість інтервалів, на які розбиваються межі інтегрування від значення  $a$  до значення  $R_{\max}$  за координатою  $y$  ( $m < z$ );

$dy$  – довжина інтервалу розбивки;

$\Phi_i(y)$  – значення функції  $\Phi(y)$  в кожному інтервалі розбивки.

Стосовно розрахункових даних, наведених у табл. 5.4, отримано:  $z = 10$ ;  $dy = 0,1$ . Тоді, використовуючи ці дані, можна на основі залежностей (5.27) і (5.28) розрахувати значення параметрів  $a$  та  $R_a$  для різних значень кута  $\alpha$  (табл. 5.6).

Таблиця 5.6

### Розрахункові значення параметрів $a$ і $R_a$

$\text{tg } \alpha$	0	0,25	0,5	1,0
$a$	0,297	0,276	0,256	0,22
$R_a$	0,17	0,139	0,098	0,054

Як впливає з табл. 5.6, зі збільшенням кута  $\alpha$  параметри  $a$  та  $R_a$  зменшуються, причому параметр  $R_a$  – більшою мірою.

Заслуговує на увагу випадок, коли  $\alpha = 0$ , а фактична ширина обробки  $u$  зв'язку з наявністю мікронерівностей на оброблюваній поверхні менша номінальної ширини обробки  $B$  (рис. 5.7). Цей випадок має місце під

час обробки поверхонь зі значною вихідною шорсткістю, утвореною на попередніх операціях. Тоді залежність (5.3) можна подати:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n}{\rho \cdot B} \cdot y}, \quad (5.29)$$

де  $\rho \leq 1$  – коефіцієнт, що враховує, у скільки разів фактична ширина обробки менша номінальної ширини обробки  $B$ .

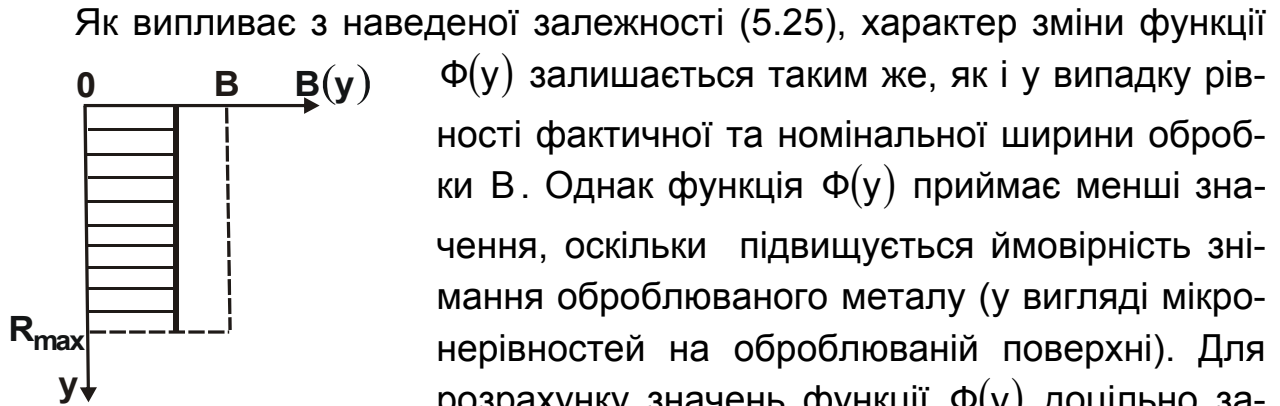


Рис. 5.7. Функція  $B(y)$

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\psi \cdot N}{\rho}}. \quad (30)$$

У табл. 5.7 і на рис. 5.8 наведені розраховані за залежністю (5.30) значення функції  $\Phi(y)$  для випадку  $N=4$ . За умови  $\rho=1$ , тобто коли мікронерівності на вихідній оброблюваній поверхні відсутні та здійснюється лише знімання суцільного металу, значення функції  $\Phi(y)$  значно більші, ніж у випадку  $\rho=0,2$ , тобто коли здійснюється знімання металу у вигляді мікронерівностей на оброблюваній поверхні.

Таблиця 5.7

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $\rho=1$	1	0,67	0,3	0,2	0,135	0,06	0,04	0,018
$\Phi(y)$ для $\rho=0,2$	1	0,135	0,0024	0,0003	0	0	0	0

Параметри  $a$  та  $R_a$ , виходячи із залежностей (5.25) і (5.26), за умови  $\rho \leq 1$  опишуться:

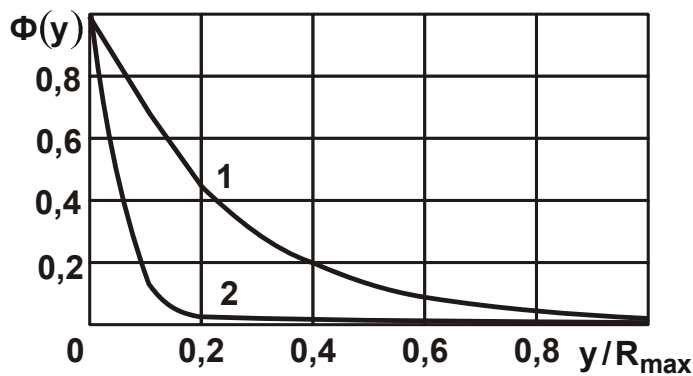


Рис. 5.8. Характер зміни функції  $\Phi(y)$

Умовні позначення: 1 –  $p = 1$ ; 2 –  $p = 0,2$ .

$$a = \frac{\rho}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}; \quad (5.31)$$

$$R_a = \frac{0,184 \cdot \rho}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}. \quad (5.32)$$

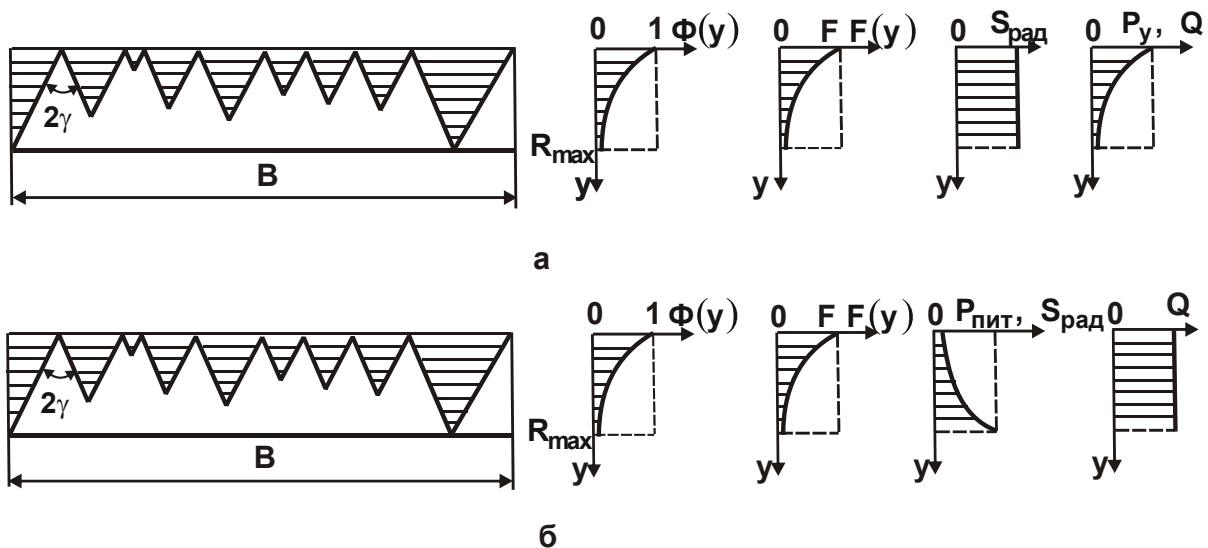
Як впливає із залежностей, чим менший коефіцієнт  $\rho$ , тим менші параметри  $a$  та  $R_a$ , тобто менша шорсткість

обробленої поверхні. Цим показано, що врахування ймовірнісного характеру участі абразивних зерен у зніманні металу під час доведення дозволяє досить об'єктивно оцінювати закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні для різної вихідної шорсткості, утвореної на попередніх операціях.

### 5.3. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивного полірування

Абразивне полірування призначене для зменшення вихідної шорсткості поверхні на оброблюваній деталі. Для цього інструмент, на робочій поверхні якого розташовані абразивні зерна, здійснює обертальний та радіальний рухи зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Оскільки здійснюється, за суттю, обробка мікронерівностей вихідної поверхні зразка, що описується ймовірнісною функцією  $\Phi(y)$  (рис. 5.9а), то фактична площа контакту інструмента зі зразком  $F(y) = B \cdot H \cdot \Phi(y)$  у початковий момент процесу значно менша номінальної площі  $F = B \cdot H$  (для абсолютно гладкої поверхні). Тут  $B$  і  $H$  – ширина та довжина оброблюваного зразка. Виходячи з такого подання процесу абразивного полірування, з фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  зразка радіальна складова сили різання  $P_y$  у початковий момент обробки буде найменшою й у міру знімання мікронерівностей буде збільшуватися. За таким же законом буде змінюватися й продуктивність обробки  $Q$  (рис. 5.9а). Шорсткість поверхні в кінцевий момент обробки буде залежати від швидкості радіальної подачі:

чим вона більша, тим більша буде й шорсткість поверхні. Тому з погляду зменшення шорсткості поверхні, очевидно, швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  доцільно зменшувати. Однак це призведе до зниження продуктивності  $Q$  і збільшення трудомісткості обробки, що неефективно. Таким чином, має місце суперечність, пов'язана із протилежним впливом швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  на шорсткість і продуктивність обробки  $Q$ .



**Рис. 5.9. Розрахункові схеми параметрів абразивного полірування за умови фіксованої швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  (а) і фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  (б)**

Щоб усунути дане протиріччя, на практиці запропонований процес абразивного полірування здійснювати з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  (див. рис. 5.9б). Це дозволяє в початковий момент обробки знімання металу у вигляді значних мікронерівностей на оброблюваній поверхні виконувати зі збільшеною швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ , тому що фактична площа контакту інструмента з оброблюваною поверхнею зразка  $F(y) = B \cdot H \cdot \Phi(y)$  в цьому випадку невелика. У міру знімання мікронерівностей та переходу до знімання суцільного металу швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  буде зменшуватися, а це призведе до зменшення шорсткості поверхні. За законом зміни швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  буде змінюватися й питомий тиск  $P_{\text{пит}} = P_y / F(y)$  (див. рис. 5.9б).

Таким чином показано, що за рахунок знімання металу зі змінною в часі швидкістю радіальної подачі забезпечується підвищення продуктив-

ності в початковий момент обробки та зменшення шорсткості поверхні на кінцевому етапі обробки. Фактично реалізується оптимальна схема фінішної абразивної обробки, що відповідає схемі виходжування під час шліфування, коли знімання металу на остаточному етапі обробки здійснюється без радіальної подачі за рахунок пружно-відновлюваної сили, яка виникає в технологічній системі. У цьому випадку фактична швидкість радіальної подачі зменшується в часі від вихідного значення практично до нуля, що забезпечує досягнення найкращих показників шорсткості та точності оброблюваних поверхонь. За суттю, те ж відбувається й у процесі полірування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

У роботі [146] показано, що продуктивність обробки під час круглого врізного шліфування на етапі виходжування описується аналітичною залежністю (рис. 5.10):

$$Q = Q_0 \cdot e^{-\frac{c \cdot V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \quad (5.33)$$

де  $Q_0$  – початкова продуктивність обробки (за умови  $\tau = 0$ ),  $m^3/c$ ;

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

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

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

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

$\tau$  – поточний час обробки, с;

$D_{дет}, l_{дет}$  – діаметр і довжина оброблюваної циліндричної деталі, м;

$\sigma$  – умовне напруження різання під час шліфування,  $N/m^2$ .

Як видно, із часом обробки  $\tau$  продуктивність обробки  $Q$  зменшується за експонентним законом, причому тим інтенсивніше, чим менші параметри  $D_{дет}, l_{дет}, \sigma$  і більші  $c, V_{кр}, K_{ш} = P_z / P_y$ . Очевидно, зменшення продуктивності обробки призводить до зниження шорсткості та похибки обробки, тобто до підвищення точності оброблюваної поверхні.

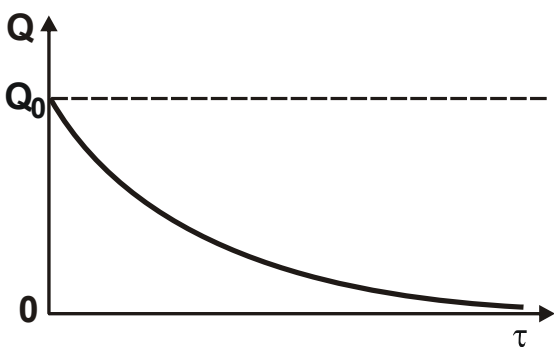


Рис. 5.10. Залежність  $Q$  від  $\tau$

Для аналітичного описання параметрів процесу абразивного полі-

рування, за аналогією із процесом шліфування [146], слід подати радіальне зусилля  $P_y$  (дорівнене радіальній складовій сили різання під час шліфування) у вигляді:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{різ}}}, \quad (5.34)$$

де  $K_{\text{різ}} = K_{\text{ш}}$  – коефіцієнт різання.

З урахуванням відомого співвідношення [146]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мит}} \quad (5.35)$$

залежність (5.30) виразиться:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S_{\text{мит}}}{K_{\text{різ}}}, \quad (5.36)$$

де  $S_{\text{мит}} = Q/V_{\text{інстр}}$  – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма працюючими абразивними зернами,  $\text{м}^2$ .

Параметр  $S_{\text{мит}}$  можна встановити на основі відомої залежності для визначення продуктивності обробки  $Q$  під час шліфування [146]:

$$Q = S_{\text{мит}} \cdot V_{\text{кр}}, \quad (5.37)$$

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

В умовах абразивного полірування замість швидкості шліфувального круга  $V_{\text{кр}}$  в залежності (5.37) необхідно розглядати швидкість переміщення інструмента  $V_{\text{інстр}}$ . Тоді залежність (5.36) набуде вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot Q}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (5.38)$$

В умовах абразивного полірування прямокутного зразка (рис. 5.11) з фіксованою швидкістю радіальної подачі продуктивність обробки  $Q$  можна виразити залежністю, відмінною від залежності (5.37):



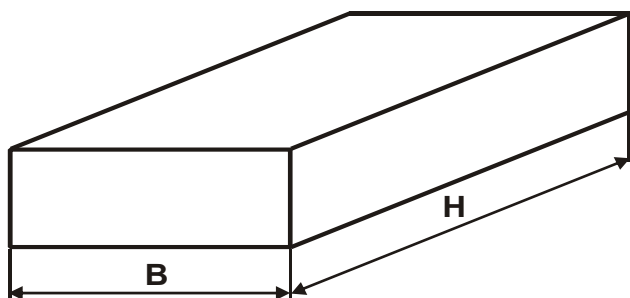


Рис. 5.11. Загальний вигляд оброблюваного зразка

$$Q = F \cdot S_{\text{рад}}, \quad (5.39)$$

де  $F = B \cdot H$  – площа контакту оброблюваного зразка з інструментом,  $\text{м}^2$ .

Тоді з урахуванням залежності (5.39) залежність (5.38) набуде вигляду:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot S_{\text{рад}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (5.40)$$

Відповідно, питомий тиск  $P_{\text{пит}} = P_y / F$  визначиться:

$$P_{\text{пит}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{рад}}}{K_{\text{різ}} \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (5.41)$$

Тоді в умовах полірування із заданим радіальним зусиллям  $P_y$  швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  виразиться:

$$S_{\text{рад}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma \cdot F} \quad (5.42)$$

або

$$S_{\text{рад}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_{\text{пит}} \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma}. \quad (5.43)$$

Як видно, збільшити швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і, відповідно, продуктивність обробки  $Q$  можна зменшенням відношення  $\sigma / K_{\text{різ}}$ , площі контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$  і збільшенням радіального зусилля  $P_y$  і швидкості обертання абразивного інструмента  $V_{\text{інстр}}$  або ж збільшенням питомого тиску  $P_{\text{пит}} = P_y / F$ . Зменшити відношення  $\sigma / K_{\text{різ}}$  можна підвищенням різальної здатності абразивного інструмента,

переважно за рахунок зменшення інтенсивності тертя його з оброблюваним матеріалом.

Із залежності (5.42) випливає, що в процесі обробки зразка зі змінною (збільшуваною в часі) площею контакту зразка з інструментом  $F$ , швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  безупинно зменшується. Це узгоджується із практикою фінішної абразивної обробки [62]. На заключному етапі обробки під час абразивного полірування фактична площа контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$  збільшується до номінальної площі, що відповідає обробці абсолютно гладкої поверхні. Виходячи із залежності (5.42), це призводить до зменшення швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  й, очевидно, до зменшення шорсткості оброблюваної поверхні.

Необхідно зазначити, що в умовах абразивного полірування зразка з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y = \text{const}$  як з постійною, так й зі змінною (збільшуваною в часі) площею контакту зразка з інструментом  $F$  продуктивність обробки  $Q$  не залежить від  $S_{\text{рад}}$ , а визначається залежністю (5.38), яка після перетворень набуває вигляду:

$$Q = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma}. \quad (5.44)$$

Як видно, продуктивність обробки  $Q$  тим більша, чим менше відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  і більші радіальне зусилля  $P_y$  і швидкість переміщення інструмента  $V_{\text{інстр}}$ . Залежно від характеру зміни відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$  із часом обробки  $\tau$  (головним чином від зміни умовного напруження різання  $\sigma$ ) продуктивність обробки  $Q$  може збільшуватися, зменшуватися або залишатися постійною. Очевидно, для того щоб вона залишалася постійною, необхідно застосовувати більш зносостійкі абразивні матеріали, які характеризуються високою різальною здатністю.

Необхідно визначити час абразивного полірування  $\tau$  з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y = \text{const}$  за умови, що фактична площа контакту зразка з інструментом  $F$  за координатою  $y$  змінюється за законом:

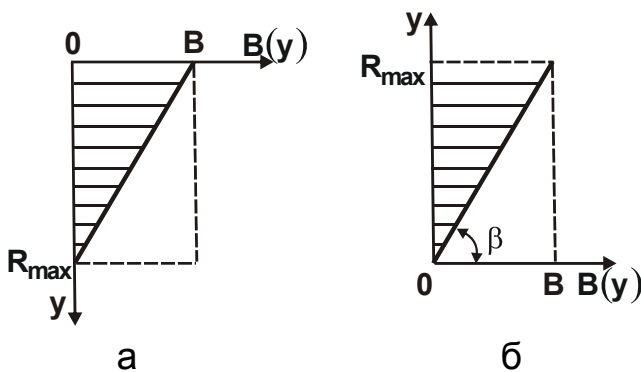
$$F(y) = H \cdot B(y) = H \cdot \text{tg}\beta \cdot y, \quad (5.45)$$

де  $B(y) = \text{tg}\beta \cdot y$ ;

$\beta$  – кут нахилу функції  $B(y)$ .

У цьому випадку для зручності розрахунків напрямок координати  $y$  (рис. 5.12а) слід змінити на протилежний (рис. 5.12б).

Залежність (5.42) у цьому випадку набуде вигляду:



$$S_{\text{рад}} = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma \cdot H \cdot \text{tg}\beta \cdot y}. \quad (5.46)$$

Як видно, зі збільшенням координати  $y$  швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  безупинно зменшується.

Час обробки  $\tau$  в умовах абразивного полірування зі змінною швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  можна подати сумою значень часу, затрачуваного на знімання одиниці товщини оброблюваного матеріалу  $\Delta y$ :

$$\tau = \sum_{i=1}^r \frac{\Delta y}{S_{\text{рад}_i}}, \quad (5.47)$$

де  $S_{\text{рад}_i}$  – швидкість радіальної подачі в різні моменти часу, м/с.

Підставивши залежність (5.46) у залежність (5.47), отримано:

$$\tau = \sum_{i=1}^r \frac{\Delta y \cdot \sigma \cdot H \cdot \text{tg}\beta \cdot y}{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (5.48)$$

Слід перейти від підсумовування до інтегрування за координатою  $y$ , приймаючи  $\Delta y = dy$ :

$$\tau = \int_0^y \frac{\sigma \cdot H \cdot \text{tg}\beta \cdot y}{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}} \cdot dy = \frac{\sigma \cdot H \cdot \text{tg}\beta \cdot y^2}{2 \cdot K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}. \quad (5.49)$$

Із залежності (5.49) випливає, що зменшити час обробки  $\tau$  можна зменшенням відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , параметрів  $\text{tg}\beta$ ,  $y$  і збільшенням радіального зусилля  $P_y$  і швидкості обертання абразивного інструмента

$V_{\text{інстр}}$ . На час обробки  $\tau$  найбільше впливає параметр  $y$ , який у цьому випадку приймає значення  $y = R_{\text{max}}$ , де  $R_{\text{max}}$  – максимальна висота мікронерівностей вихідної оброблюваної поверхні, м.

Виразивши залежність (5.49) відносно координати  $y$ , отримано:

$$y = \sqrt{\frac{2 \cdot K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau}{\sigma \cdot H \cdot \text{tg} \beta}}. \quad (5.50)$$

Після підстановки залежності (5.50) у залежність (5.46), визначається швидкість радіальної подачі:

$$S_{\text{рад}} = \sqrt{\frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{2 \cdot \sigma \cdot H \cdot \text{tg} \beta \cdot \tau}}. \quad (5.51)$$

Як видно, із часом обробки  $\tau$  швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  зменшується. Тоді продуктивність обробки  $Q = F(y) \cdot S_{\text{рад}}$  з урахуванням залежностей (5.45) і (5.51) описується:

$$Q = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y \cdot V_{\text{інстр}}}{\sigma}. \quad (5.52)$$

У підсумку прийшли до залежності (5.44). Цим показано, що продуктивність обробки  $Q$  не залежить від швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ , а визначається відношенням  $\sigma / K_{\text{різ}}$ , радіальним зусиллям  $P_y$  і швидкістю

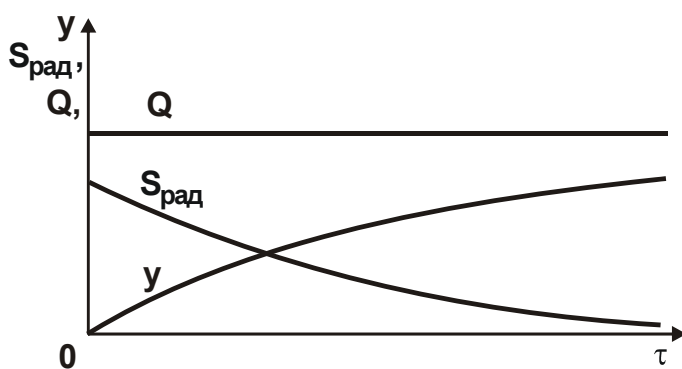


Рис. 5.13. Характер зміни параметрів  $y$ ,  $S_{\text{рад}}$  і  $Q$  із часом обробки  $\tau$

інструмента  $V_{\text{інстр}}$ , тобто як і  $y$  у випадку абразивного полірування з постійною площею контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$ .

На рис. 5.13 показаний характер зміни параметрів  $y$ ,  $S_{\text{рад}}$  і  $Q$  із часом обробки  $\tau$  відповідно до залежностей (5.50), (5.51) і (5.52).

Для інших законів зміни фактичної площі контакту оброблюваного зразка з інструментом  $F$  за координатою  $y$  залежність (5.49) буде іншою, однак характер зміни часу обробки  $\tau$  від координати  $y$  залишиться таким же, тому що час обробки  $\tau$  буде збільшуватися в міру переміщення інструмента уздовж координати  $y$ . Водночас продуктивність обробки  $Q$  буде залишатися постійною.

#### **5.4. Аналітичний опис параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям**

Виходячи з розглянутої в п. 5.3 схеми абразивного полірування, шорсткість поверхні оброблюваного зразка формується в момент переходу від обробки вихідних мікронерівностей до обробки суцільного металу. Тому можна прийняти, що формування шорсткості поверхні буде здійснюватися зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ , яка досягається саме в цей момент обробки. У зв'язку із цим процес абразивного полірування, за суттю, можна розглядати як процес обробки з фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Тому важливо отримати аналітичну залежність для визначення ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  з урахуванням переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямі з фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Для цього слід скористатися залежністю (5.3), отриманою під час обробки зразка абразивними зернами одного розміру, які переміщуються в горизонтальному напрямі зі швидкістю  $V_{\text{інстр}}$ .

Можна припустити, що за час переміщення оброблюваного зразка у вертикальному напрямі (рис. 5.14а) на величину  $dy_i$  зі зразком проконтактувало  $dy$  зерен. У наступному переміщенні зразка на величину  $dy_i$  з ним також проконтактує  $dy$  зерен. Унаслідок переміщення зразка з постійною швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  у кожний інтервал довжиною  $dy_i$  (рис. 5.14б) потрапить  $dy$  вершин зерен, які мають різну висоту виступання, що змінюється від 0 до  $R_{\text{max}}$ . У результаті від одновисотного виступання вершин зерен умовно слід перейти до їх різновисотного виступання. Кількість зерен, які потрапляють в інтервал  $dy_i$ , дорівнює:

$$dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i, \quad (5.53)$$

де  $n$  – загальна кількість абразивних зерен, які проконтактували з оброблюваним зразком за час його переміщення зі швидкістю  $S_{\text{рад}}$  у вертикальному напрямі на величину  $R_{\text{max}}$ , дорівнену максимальній висоті мікронерівностей оброблюваної поверхні:

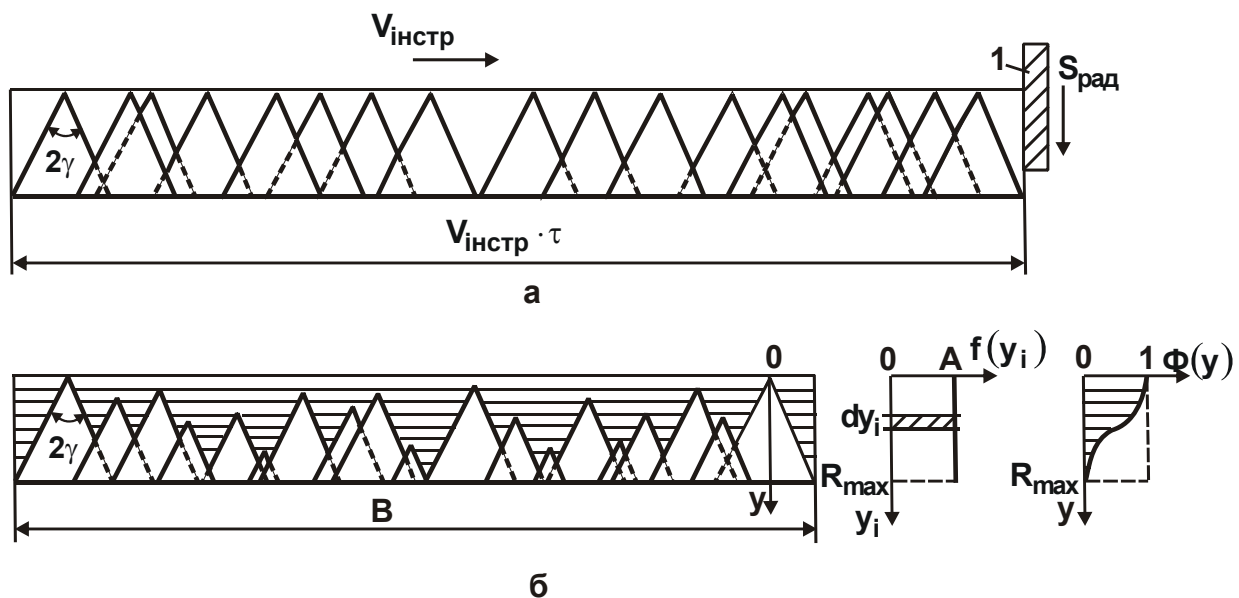
$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \tau = k \cdot B \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \frac{R_{\text{max}}}{S_{\text{рад}}}; \quad (5.54)$$

де  $k$  – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні інструмента, шт./м<sup>2</sup>;

$B$  – ширина оброблюваного зразка, м;

$\tau = R_{\text{max}} / S_{\text{рад}}$  – час обробки, с;

$f(y_i)$  – щільність розподілу висот вершин зерен, які проконтактували з оброблюваним зразком і залишили на ньому свої проекції (рис. 5.14б).



**Рис. 5.14. Схема накладення проекцій зерен на площину оброблюваного зразка (а) і загальний вигляд шорсткуватого шару оброблюваної поверхні (б)**

Умовне позначення: 1 – оброблюваний зразок.

Оскільки, внаслідок переміщення зразка з постійною швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  у кожний інтервал довжиною  $dy_i$  потрапить однакова кількість  $dy$  вершин зерен, то, очевидно, має місце рівномірний закон розподілу вершин зерен за координатою  $y_i$ . Тоді, відповідно до теорії

ймовірностей, щільність розподілу  $f(y_i) = A$ . Параметр  $A$  визначається з умови, що площа, обмежена прямими  $y_i = 0$ ;  $y_i = R_{\max}$  і  $f(y_i) = A$ ;  $f(y_i) = 0$  (рис. 5.14б), дорівнює одиниці, тобто  $A \cdot R_{\max} = 1$ . Звідки  $A = 1/R_{\max}$  або

$$f(y_i) = \frac{1}{R_{\max}}. \quad (5.55)$$

Елементарна ймовірнісна функція  $\Phi_i(y)$ , описувана залежністю (5.3) для  $dy$  зерен, які мають висоту виступання  $(y - y_i)$ , набуде вигляду:

$$\begin{aligned} \Phi_i(y) &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot \text{dn}_i \cdot (y - y_i)}{B}} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot n \cdot f(y_i) \cdot (y - y_i) \cdot dy_i}{B}} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i}{S_{\text{рад}}}}. \end{aligned} \quad (5.56)$$

Сумарна ймовірнісна функція  $\Phi(y)$  опишеться [30]:

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \sum_{i=1}^n (y - y_i) \cdot dy_i}{S_{\text{рад}}}} = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \int_0^y (y - y_i) \cdot dy_i} = \\ &= e^{-\frac{2 \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \left( y \cdot y_i - \frac{y_i^2}{2} \right) \Big|_0^y} = e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot y^2}. \end{aligned} \quad (5.57)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність для визначення сумарної ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  з урахуванням переміщення оброблюваного зразка у вертикальному напрямі зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . Характер зміни функції  $\Phi(y)$  за координатою  $y$  такий самий, як і у випадку обробки нерухомого зразка (тобто для  $S_{\text{рад}} = 0$ ), описуваного залежністю (5.3). Однак інтенсивність зменшення функції  $\Phi(y)$  за координатою  $y$  вища, тому що координата  $y$  входить у залежність (5.57) у другому ступені. Для порівняння залежностей (5.3) і (5.57) сумарну ймовірнісну функцію  $\Phi(y)$  слід подати у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot n}{B \cdot R_{\max}} \cdot y^2} \quad (5.58)$$

або у вигляді, аналогічному залежностям (5.4) і (5.6):

$$\Phi(y) = e^{-\frac{1}{2} \cdot \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B} \cdot \frac{y^2}{R_{\max}^2}} = e^{-\frac{N \cdot \psi^2}{2}}, \quad (5.59)$$

де  $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$ ;

$$\psi = y / R_{\max}.$$

У табл. 5.8 і на рис. 5.15 наведені розраховані за залежністю (5.59) значення функції  $\Phi(y)$  для різних значень  $\psi = y / R_{\max}$ , які змінюються в межах від 0 до 1.

Таблиця 5.8

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

$\psi$	0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $N = 1$	1	0,995	0,96	0,923	0,88	0,835	0,78	0,726	0,606
$\Phi(y)$ для $N = 2$	1	0,99	0,914	0,852	0,779	0,698	0,613	0,527	0,37
$\Phi(y)$ для $N = 3$	1	0,985	0,87	0,787	0,68	0,583	0,48	0,383	0,223
$\Phi(y)$ для $N = 4$	1	0,98	0,835	0,726	0,606	0,487	0,375	0,278	0,135
$\Phi(y)$ для $N = 5$	1	0,975	0,8	0,67	0,535	0,407	0,294	0,2	0,082
$\Phi(y)$ для $N = 6$	1	0,97	0,763	0,619	0,472	0,34	0,23	0,147	0,049
$\Phi(y)$ для $N = 7$	1	0,965	0,73	0,571	0,415	0,284	0,175	0,106	0,03
$\Phi(y)$ для $N = 8$	1	0,96	0,7	0,527	0,37	0,237	0,14	0,077	0,018

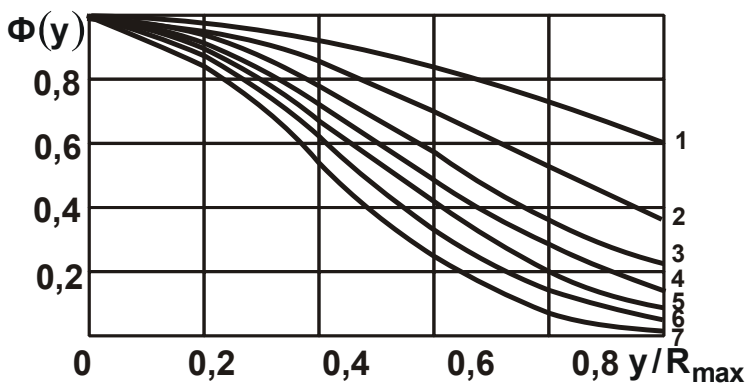


Рис. 5.15. Характер зміни функції  $\Phi(y)$

Умовні позначення: 1 ... 6 –  $N = 1 \dots 6$ ; 7 –  $N = 8$ .

Як видно, зі збільшенням числа  $N$ , починаючи зі значення  $N \geq 5$ , функція  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  (або  $y = R_{\max}$ ) приймає значення, близькі до нуля. Отже, фактично повне знімання оброблюваного матеріалу на рівні  $\psi = 1$  відбувається з достатньо великим значенням числа  $N$ . Якщо відсутнє



переміщення зразка в радіальному напрямі, відповідно до залежності (5.6) і розрахункових даних, наведених у табл. 5.3, такі ж значення функції  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  досягалися з меншими значеннями числа  $N$ . Із цього можна зазначити, що внаслідок переміщення оброблюваного зразка у вертикальній площині (у радіальному напрямі) для забезпечення того самого значення функції  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  необхідна більша кількість зерен, тому що збільшилось значення числа  $N$ . Величина, обернена числу  $N$ , тобто  $1/N$ , визначає ймовірність участі абразивних зерен у різанні. Оскільки в цьому випадку  $N \geq 5$ , то ймовірність участі абразивних зерен у різанні  $1/N \leq 0,2$ , тобто менше 20 %.

У випадку обробки зразка без радіальної подачі, коли функція  $\Phi(y)$  описується залежністю (5.6), як впливає з табл. 5.3, число  $N \geq 4$ . Відповідно, ймовірність участі абразивних зерен у різанні  $1/N \leq 0,25$ , тобто менша 25 %. Як видно, у цьому випадку ймовірність участі абразивних зерен у різанні більша. Отже, в умовах фінішної абразивної обробки для забезпечення більш високих показників шорсткості поверхні необхідно обробку виконувати без радіальної подачі, оскільки це знижує ймовірність участі зерен у різанні та вимагає їх більшої кількості для формування заданої шорсткості поверхні.

Використовуючи залежність (5.57), можна визначити параметр шорсткості поверхні  $R_a$  відповідно до запропонованої методики розрахунку, наведеної в п. 5.3. Для цього спочатку слід установити положення середньої лінії  $y = a$  (рис. 5.5) аналогічно залежності (5.13):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot y^2} \cdot dy . \quad (5.60)$$

У такому вигляді даний інтеграл обчислити неможливо. Однак можна обчислити табличний інтеграл  $\int_0^{+\infty} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy$ , у якому верхня межа прагне до нескінченності. Виходячи з рис. 5.5, очевидно, це не внесе значних змін в обчисленні інтеграла  $\int_0^{R_{\max}} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy$ , оскільки зі значеннями  $y \geq R_{\max}$  функція  $\Phi(y)$  приймає малі значення. Тому з достатньою для практики точністю можна розглядати табличний інтеграл [26]:

$$\int_0^{+\infty} e^{-\alpha^2 \cdot y^2} \cdot dy = \frac{\sqrt{\pi}}{2\alpha} \quad \text{для } \alpha > 0. \quad (5.61)$$

У даному випадку  $\alpha^2 = \frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}}$ . Тоді положення середньої лінії  $y = a$  визначиться:

$$a = \int_0^{R_{\text{max}}} e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot y^2} \cdot dy = \frac{\sqrt{\pi}}{2 \cdot \sqrt{\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}}}} = 0,88 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (5.62)$$

Як видно, параметр  $a$  тим більший, чим більша швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і менші параметри  $\gamma$ ,  $k$  і  $V_{\text{інстр}}$ . Відповідно до залежності (5.14) параметр шорсткості поверхні  $R_a$  визначиться:

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\text{max}}} \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^{R_{\text{max}}} e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot y^2} \cdot dy. \quad (5.63)$$

Однак обчислити даний інтеграл аналітично в заданих межах (навіть зі зміною верхньої межі з  $R_{\text{max}}$  до  $+\infty$ ) неможливо. Його можна обчислити лише чисельним методом. Однак це не дає наочності та загального розв'язання, утруднює пошук умов зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Тому, виходячи з рис. 5.5, слід отримати спрощене розв'язання. Очевидно, заштриховану площу  $F_1$  можна визначити як площу трикутника, подавши функцію  $\Phi(y)$  в межах зміни координати  $y$  від 0 до  $a$  у вигляді прямої лінії (див. рис. 5.5). Тоді отримано:

$$F_1 = \frac{1}{2} \cdot a \cdot [1 - \Phi(y = a)], \quad (5.64)$$

де  $\Phi(y = a) = e^{-\frac{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}{S_{\text{рад}}} \cdot a^2}$ .

З урахуванням залежності (5.62) отримано:

$$\Phi(y = a) = e^{-\frac{\pi}{4}} = 0,458. \quad (5.65)$$

Виходячи із залежності (5.64), площа  $F_1$  остаточно виразиться:

$$F_1 = 0,24 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (5.66)$$

Підстановкою отриманої залежності у залежність (5.10) визначено параметр шорсткості поверхні  $R_a$ :

$$R_a = 2 \cdot F_1 = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{рад}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}}. \quad (5.67)$$

У підсумку знайдена досить проста залежність для визначення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ , з якої випливає, що зменшити  $R_a$  можна зменшенням швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  і збільшенням параметрів  $\gamma$ ,  $k$  і  $V_{\text{інстр}}$ .

Зважаючи на те, що в умовах абразивного полірування швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  залежить від радіального зусилля  $P_y$ , яке визначається залежністю (5.40), параметр шорсткості поверхні  $R_a$  виразиться:

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{K_{\text{різ}} \cdot P_{\text{пит}}}{\sigma \cdot \text{tg} \gamma \cdot k}}, \quad (5.68)$$

де  $P_{\text{пит}} = P_y / F$  – питомий тиск у зоні обробки,  $\text{H}/\text{m}^2$ .

Із залежності (5.68) випливає несподіваний результат, пов'язаний з тим, що до залежності не входить швидкість переміщення абразивного інструмента  $V_{\text{інстр}}$ , хоча в обробці з фіксованою швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ , відповідно до залежності (5.67), на параметр шорсткості поверхні  $R_a$  впливала швидкість переміщення абразивного інструмента  $V_{\text{інстр}}$ . У фізичному аспекті це пов'язане з особливостями обробки з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

Як впливає із залежності (5.68), основною умовою зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  є зменшення питомого тиску в зоні обробки  $P_{\text{пит}} = P_y / F$  і збільшення поверхневої концентрації абразивних зерен на робочій поверхні інструмента  $k$ .

Залежність (5.68) може бути подана інакше, якщо виразити  $P_z = K_{\text{різ}} \cdot P_y$ , а  $S_{\text{мит}} = P_z / \sigma$ , тоді

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{мит}}}{F \cdot \text{tg} \gamma \cdot k}}. \quad (5.69)$$

У цьому випадку параметр шорсткості поверхні  $R_a$  залежить головним чином від миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма працюючими абразивними зернами  $S_{\text{мит}}$ . Ця площа є змінною величиною процесу абразивного полірування та визначається умовами обробки: чим менше  $S_{\text{мит}}$ , тим менше параметр  $R_a$ . З урахуванням залежностей  $n = k \cdot F$  і  $S_1 = S_{\text{мит}} / n$  залежність (5.69) можна перетворити до вигляду:

$$R_a = 0,48 \cdot \sqrt{\frac{S_1}{\text{tg} \gamma}}, \quad (5.70)$$

де  $n$  – кількість одночасно працюючих зерен;

$S_1$  – середня площа поперечного перерізу зрізу окремим зерном,  $\text{м}^2$ .

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  цілком однозначно визначається величиною  $S_1$ : з її зменшенням параметр  $R_a$  зменшується. Отже, в процесі абразивного полірування величину  $S_1$  необхідно зменшувати до мінімально можливого значення, за якого здійснений процес різання (процес стружкоутворення). Іншими словами, на заключному етапі полірування необхідно забезпечити умови переходу від процесу різання (стружкоутворення) до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного металу (без утворення стружки). Це дозволить за рахунок пластичного відтискування металу і його перерозподілу в зоні обробки отримати мінімально можливе значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ .

Із залежності (5.70) також впливає, що домогтися зменшення параметра  $R_a$  можна за рахунок збільшення кута  $2\gamma$  у вершини конусопо-

дібного зерна, тобто в процесі обробки ефективно використовувати сферичні й овалізовані абразивні зерна.

Необхідно відзначити, що залежності (5.68), (5.69) і (5.70) справедливі для всіх процесів абразивної обробки, здійснюваних з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ . Із залежності (5.68) випливає на перший погляд суперечливий результат, пов'язаний з тим, що зі зменшенням відношення  $\sigma/K_{різ}$ , тобто з підвищенням різальної здатності абразивного інструмента, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  збільшується. У фізичному аспекті це можна пояснити тим, що зі зменшенням відношення  $\sigma/K_{різ}$  в умовах абразивної обробки з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  збільшується продуктивність обробки та, відповідно, швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$ , яка визначається залежністю (5.42). Безсумнівно, це призводить до збільшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ . Тому на фінішних операціях абразивної обробки, коли потрібно забезпечити зменшення шорсткості поверхні, немає необхідності зменшувати умовне напруження різання  $\sigma$  за рахунок підвищення гостроти різальних зерен. Навпаки, слід зменшувати гостроту зерен, збільшуючи тим самим умовне напруження різання  $\sigma$  та відношення  $\sigma/K_{різ}$ . Якщо в залежності (5.70) виразити  $S_1 = p \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_z^2$ , то:

$$R_a = 0,48 \cdot a_z \cdot \sqrt{p}, \quad (5.71)$$

де  $p$  – імовірність участі абразивного зерна в різанні;

$a_z$  – середня товщина зрізу окремим зерном, м.

Величина  $p$  є невизначеною та змінюється в межах  $0 < p < 1$ . Як впливає із залежності (5.71), параметр шорсткості поверхні  $R_a < a_z$ . З огляду на невизначеність імовірнісної величини  $p$ , установити однозначно кількісний зв'язок між параметрами  $R_a$  і  $a_z$  складно. У геометричному аспекті товщину зрізу  $a_z$  в першому наближенні можна розглядати як параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  (максимальну висоту мікронерівності обробленої поверхні), тобто  $a_z = R_{max}$ . Тоді залежність (5.71) опишеться:

$$\frac{R_a}{R_{max}} = 0,48 \cdot \sqrt{p}. \quad (5.72)$$

Оскільки величина  $p$  змінюється в межах  $0 < p < 1$ , то відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{\max}$  буде змінюватися в межах:  $0 < R_a/R_{\max} < 0,48$ . Отже, на основі імовірнісного розрахунку параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування складно однозначно визначити відношення  $R_a/R_{\max}$ . Для його визначення необхідно використовувати додаткові фізичні умови формування шорсткості поверхні або ж використовувати інший метод розрахунку параметрів шорсткості поверхні, наприклад детермінований метод, у якому задається впорядкований характер участі зерен у різанні. Про ступінь вірогідності такого методу розрахунку можна буде судити за ступенем розбіжності розрахункових і експериментальних значень відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{\max}$ .

Виходячи з табл. 5.3, функція  $\Phi(y)$  за умови  $\psi = 1$  приймає значення, близькі до нуля, якщо  $N \geq 5$ . Отже, у першому наближенні можна прийняти, що ймовірність участі зерен у різанні  $1/N = p \leq 0,2$ , тобто

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = 0,48 \cdot \sqrt{p} = \frac{0,48}{\sqrt{N}}. \quad (5.73)$$

Тоді, відповідно до наведеної залежності (5.73), відношення  $R_a/R_{\max} \leq 0,21$ . Як видно, відношення  $R_{\max}/R_a \geq (4 \dots 5)$ , що відповідає

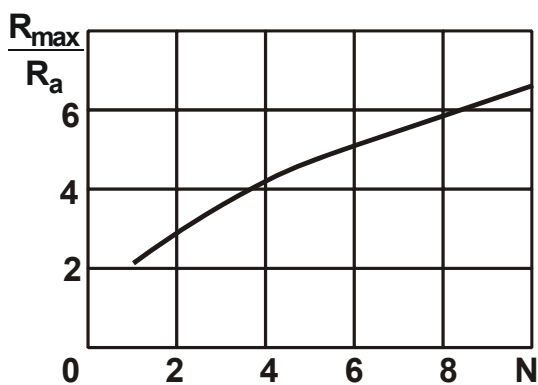


Рис. 5.16. Залежність відношення  $R_{\max}/R_a$  від числа  $N$

практичним даним. Однак це приблизні значення, оскільки, як встановлено експериментально та показано в розділі 3 роботи, відношення  $R_{\max}/R_a$  для певних умов абразивної обробки може приймати значення більші 10.

На рис. 5.16 наведені розраховані за залежністю (5.72) значення відношення  $R_{\max}/R_a$ , а в табл. 5.9 – значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$ .

Порівняно з випадком абразивного полірування для  $S_{\text{рад}} = 0$  (див.

табл. 5.5), у цьому випадку значення відношення  $R_{\max}/R_a$  змінюються в більш вузькому діапазоні (рис. 5.16).

Розрахункові значення відношень  $R_a/R_{\max}$  і  $R_{\max}/R_a$ 

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{\max}$	0,48	0,339	0,277	0,24	0,214	0,196	0,181	0,17	0,16	0,152
$R_{\max}/R_a$	2,08	2,95	3,61	4,17	4,66	5,1	5,51	5,89	6,25	6,58

За умови  $N > 5$  відношення  $R_{\max}/R_a$  змінюється мало та приймає значення, що відповідають практичним даним (4 ... 6).

### 5.5. Визначення впливу зношування зерен на шорсткість обробленої поверхні в процесі абразивного полірування

З огляду на значний вплив геометричної форми абразивних зерен на шорсткість обробленої поверхні важливо оцінити роль площадок зношування, що утворюються в процесі обробки на зернах, у закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні. Спочатку слід розглянути випадок, коли швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}} = 0$  (рис. 5.17а). У цьому випадку шорсткість поверхні утворюється від накладення на площину зразка проєкцій зерен, які мають однакову висоту виступання.

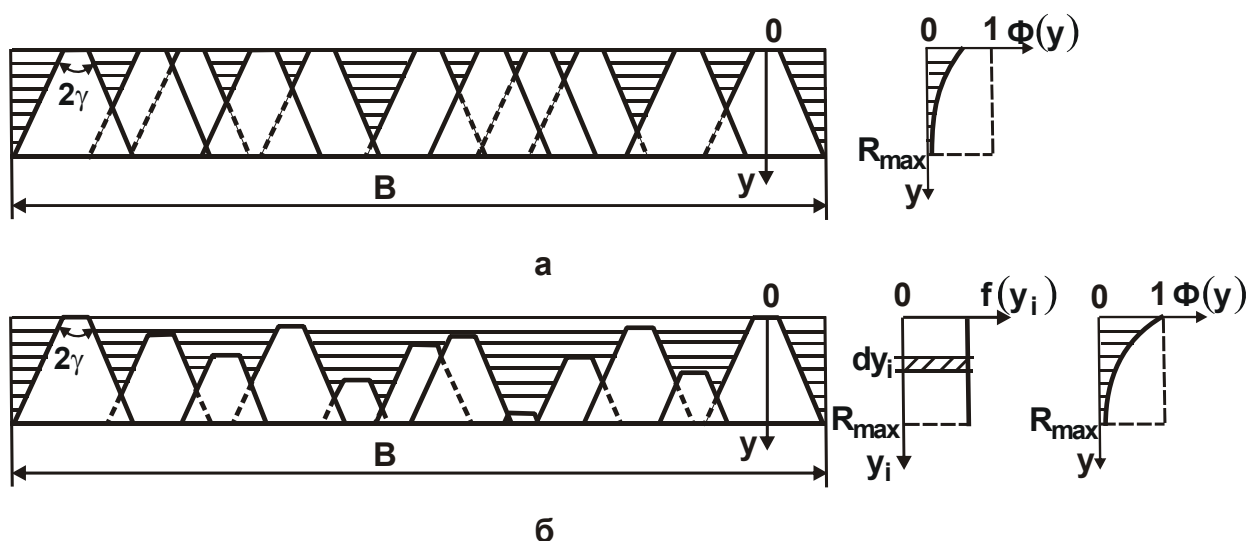


Рис. 5.17. Схеми накладення проєкцій зерен на площину оброблюваного зразка в процесі полірування зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}} = 0$  (а) і  $S_{\text{рад}} > 0$  (б)

Для визначення ймовірнісної функції  $\Phi(y)$  в залежності (5.3) замість величини  $y$  слід розглядати величину  $(x_1 + 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y)$ , де  $x_1$  – довжина площадки зношування на абразивному зерні, м. Тоді:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{(x_1 + 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot y) \cdot n}{B}}. \quad (5.74)$$

У цьому випадку функція  $\Phi(y)$  за умови  $y = 0$  приймає значення, менші одиниці. Причому зі збільшенням довжини площадки зношування на абразивному зерні функція  $\Phi(y = 0)$  зменшується.

З урахуванням переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямі зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  закономірності формування шорсткості поверхні будуть описуватися функцією  $\Phi(y)$  відповідно до залежності (5.57), яка з урахуванням залежності (5.74) і співвідношень  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;  $f(y_i) = 1/R_{\text{max}}$  набуде вигляду (рис. 5.176):

$$\begin{aligned} \Phi(y) &= \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{1}{B} \cdot \sum_{i=1}^n [x_1 + 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dn_i} = e^{-\frac{n}{B \cdot R_{\text{max}}} \cdot \int_0^y [x_1 + 2 \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)] \cdot dy_i} = \\ &= e^{-\frac{n \cdot y}{B \cdot R_{\text{max}}} \cdot (x_1 + \operatorname{tg} \gamma \cdot y)}. \end{aligned} \quad (5.75)$$

У цьому випадку шорсткість поверхні утвориться від накладення на площину оброблюваного зразка проєкцій зерен, які мають умовно різну висоту виступання внаслідок переміщення оброблюваного зразка в радіальному напрямі зі швидкістю  $S_{\text{рад}}$ .

Положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні  $y = a$  (див. рис. 5.5) відповідно до залежності (5.13) визначиться:

$$a = \int_0^{R_{\text{max}}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\text{max}}} e^{-\frac{n}{B \cdot R_{\text{max}}} \cdot (x_1 \cdot y + \operatorname{tg} \gamma \cdot y^2)} \cdot dy. \quad (5.76)$$

Аналітично обчислити даний інтеграл неможливо, тому необхідно використовувати чисельні розрахунки. Однак вони обмежують можливості проведення теоретичного аналізу отриманого рішення. У зв'язку із цим



підінтегральну функцію слід спростити, наприклад, з урахуванням того, що внаслідок значних площадок зношування, які утворюються на абразивних зернах, другий доданок буде меншим першого та ним можна зневажити. Тоді залежності (5.75) і (5.76) набудуть спрощеного вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{\max}}}; \quad (5.77)$$

$$a = \int_0^{R_{\max}} e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{\max}}} \cdot dy = -\frac{B \cdot R_{\max}}{n \cdot x_1} \cdot e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{\max}}} \Big|_0^{R_{\max}} = \frac{B \cdot R_{\max}}{n \cdot x_1} \cdot \left(1 - e^{-\frac{n \cdot x_1}{B}}\right). \quad (5.78)$$

За умови  $n \cdot x_1 > B$ , що має місце в реальному процесі абразивного полірування, другий доданок залежності (5.78) буде меншим першого доданку, тому ним можна зневажити. Тоді залежність (5.78) набуде вигляду:

$$a = \frac{B \cdot R_{\max}}{n \cdot x_1}. \quad (5.79)$$

З огляду на те, що кількість абразивних зерен, які приймають участь у процесі обробки, визначається залежністю (5.54) і дорівнює  $n = k \cdot V \cdot V_{\text{інстр}} \cdot \frac{R_{\max}}{S_{\text{рад}}}$ , залежність (5.79) перетвориться:

$$a = \frac{S_{\text{рад}}}{k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot x_1}. \quad (5.80)$$

Як видно, положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні  $y = a$  визначається чотирма параметрами: чим більше  $S_{\text{рад}}$  і менші  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$ ,  $x_1$ , тим більший параметр  $a$ .

У випадку обробки з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ , що типово для процесу абразивного полірування, швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  визначається залежністю (5.42). Слід підставити її в залежність (5.80), й отримати:

$$a = \frac{K_{\text{різ}} \cdot P_y}{\sigma \cdot F \cdot k \cdot x_1}. \quad (5.81)$$

Параметр  $a$  тим менший, чим більше  $\sigma/K_{\text{різ}}$ ,  $F$ ,  $k$ ,  $x_1$  і менше  $P_y$ . Параметр шорсткості поверхні  $R_a$  у загальному вигляді визначається залежністю (5.14). Підставивши в неї залежність (5.77), отримано:

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\text{max}}} e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot y}{B \cdot R_{\text{max}}}} \cdot dy = \frac{2 \cdot B \cdot R_{\text{max}}}{n \cdot x_1} \cdot \left( e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot a}{B \cdot R_{\text{max}}}} - e^{-\frac{n \cdot x_1}{B}} \right). \quad (5.82)$$

Оскільки  $\frac{a}{R_{\text{max}}} < 1$ , то  $e^{-\frac{n \cdot x_1 \cdot a}{B \cdot R_{\text{max}}}} > e^{-\frac{n \cdot x_1}{B}}$ . Отже, другий доданок залежності менший першого доданка. Для спрощення розрахунків і аналізу в першому наближенні ним можна зневажити. Тоді залежність (5.82) опишеться:

$$R_a = \frac{2 \cdot B \cdot R_{\text{max}}}{n \cdot x_1} \cdot e^{-\frac{n \cdot x_1}{B} \cdot \frac{a}{R_{\text{max}}}}. \quad (5.83)$$

З урахуванням залежностей (5.80) і (5.54):

$$R_a = \frac{0,735 \cdot S_{\text{рад}}}{k \cdot V_{\text{інстр}} \cdot x_1}. \quad (5.84)$$

Порівнянням залежності (5.80) і (5.84) установлене співвідношення між параметрами  $a$  та  $R_a$ :

$$R_a = 0,735 \cdot a. \quad (5.85)$$

Як видно, параметр  $R_a$  менший параметра  $a$ , що свідчить про правильність виконаних розрахунків.

Із залежностей (5.67) і (5.84) випливає, що у випадку врахування зношування зерен і утворення на них площадок зношування довжиною

$x_1$  параметр шорсткості поверхні  $R_a$  відповідно до залежності (5.84) більшою мірою залежить від вхідних у неї параметрів  $S_{\text{рад}}$ ,  $k$ ,  $V_{\text{інстр}}$ , тому що в залежність (5.84) вони входять зі ступенем 1, а в залежність (5.67) – зі ступенем 0,5. Наприклад, для вихідних даних:  $S_{\text{рад}} = 0,3$  мм/хв,  $k = 10$  шт./мм<sup>2</sup>;  $V_{\text{інстр}} = 60$  м/хв;  $x_1 = 0,01$  мм;  $\text{tg}\gamma = 1$  розраховане за за-

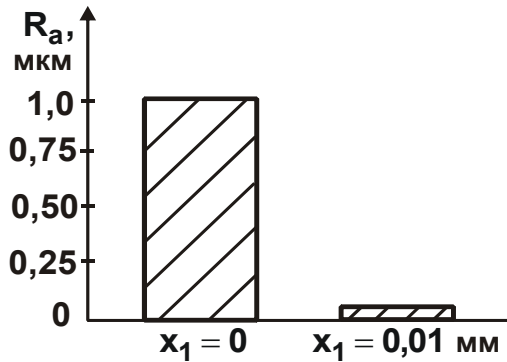


Рис. 5.18. Значення параметра  $R_a$  для  $x_1 = 0$  і  $x_1 = 0,01$  мм

лежністю (5.69) значення  $R_a = 0,036$  мкм, а розраховане за залежністю (5.67) –  $R_a = 1$  мкм (рис. 5.18). Цим показано, що наявність площадок зношування на зернах призводить до істотного зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$ , у даному випадку майже в 30 разів. Отже, застосування сферичних і овалізованих абразивних зерен слід розглядати істотним чинником згладжування мікронерівностей та зменшення шорсткості оброблюваної поверхні зразка.

У процесі обробки з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$  залежність (5.84) з урахуванням (5.42) виразиться:

$$R_a = \frac{0,735 \cdot K_{\text{різ}} \cdot P_y}{\sigma \cdot F \cdot k \cdot x_1}. \quad (5.86)$$

У цьому випадку утворення площадок зношування на зернах призводить до зменшення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  за двома каналами: за рахунок збільшення довжини площадки зношування на зерні  $x_1$  і за рахунок збільшення відношення  $\sigma/K_{\text{різ}}$ , тому що різання притупленими абразивними зернами, як відомо, характеризується підвищеною силовою напруженістю процесу різання та, відповідно, збільшенням умовного напруження різання  $\sigma$ . Із цього випливає, що для виконання вимог за шорсткістю поверхні необхідно збільшувати параметри  $x_1$  і  $\sigma$ , тоді як загальновідомо, що для забезпечення високопродуктивної обробки необхідно ці параметри зменшувати. Отже, вимоги до призначення параметрів  $x_1$  і  $\sigma$  для забезпечення найменшої шорсткості та найбільшої продуктивності обробки повинні бути протилежними. Отримане теорети-

чне рішення узгоджується з відомими експериментальними даними стосовно процесу круглого зовнішнього поздовжнього шліфування деталей із твердого сплаву ВК8 (рис. 5.19) [50].

Так, експериментально встановлено, що в процесі шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 300х20х5 АС6 125/100 М1–10 4

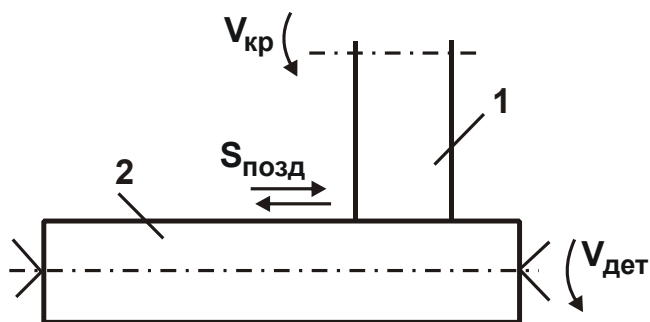


Рис. 5.19. **Схема круглого поздовжнього шліфування**

Умовні позначення: 1 – круг; 2 – деталь.

робки. Цим показано, що утворення на різальних зернах площадок зношування та забезпечення приблизно одновисотного їх виступання над рівнем зв'язки круга шляхом його обточування алмазним олівцем дозволяє значно зменшити шорсткість обробки. Це відкриває нові технологічні можливості прецизійної алмазної обробки циліндричних поверхонь.

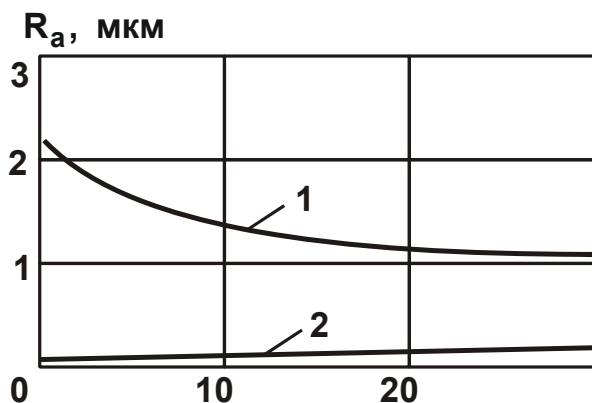


Рис. 5.20. **Залежність  $R_a$  від  $\tau$**

Умовні позначення: 1 – після електроерозійного виправлення алмазного круга; 2 – після створення площадок на вершинах зерен алмазного круга.

алмазні зерна великої зернистості із площадками. Довжини площадок становлять до 1 мм.

(після його електроерозійного виправлення, а потім обточування алмазним олівцем) параметр шорсткості обробки  $R_a$  зменшився з 2,2 до 0,1 мкм, тобто приблизно в 20 разів (крива 2 на рис. 5.20). Водночас зміна режимів шліфування та припрацьовування круга (крива 1, рис. 5.20) не привели до істотного зменшення шорсткості об-

На рис. 5.21 наведені фотографії ділянок робочої поверхні алмазного круга на металевій зв'язці із плосковершинними зернами (після шліфування алмазним кругом алмазного олівця). На наведених фотографіях чітко видні алмазні зерна із площадками (білий колір). Довжина цих площадок становить приблизно 30 мкм.

На рис. 5.22 наведені фотографії ділянок робочої поверхні алмазного олівця після шліфування його алмазним кругом на металевій зв'язці, на яких також чітко видні

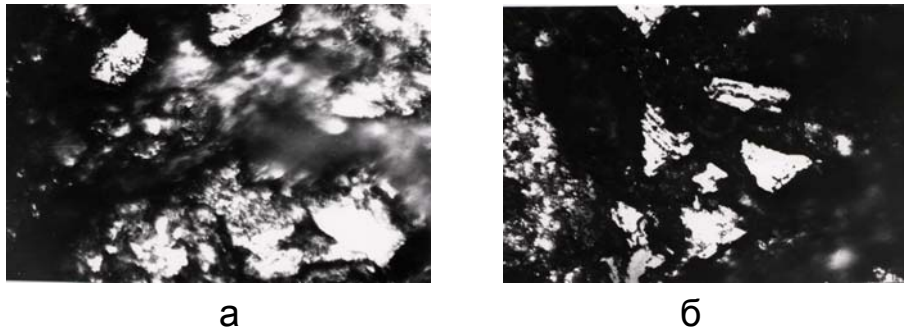


Рис. 5.21. Фотографії ділянок робочої поверхні алмазного круга із плосковершинними зернами (збільшення  $\times 500$ )

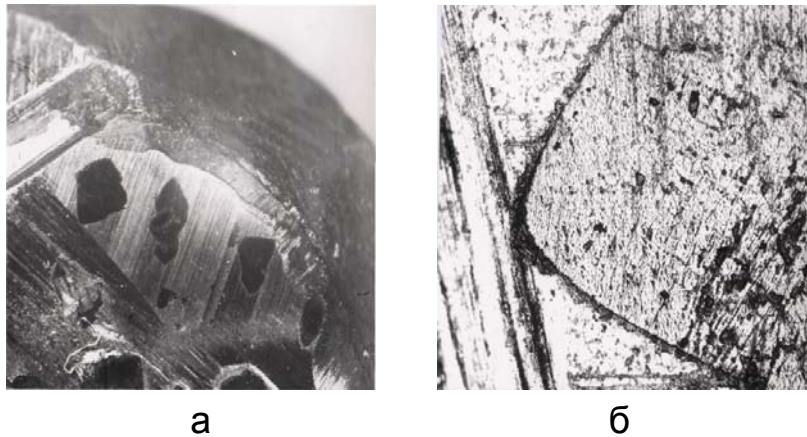


Рис. 5.22. Фотографії ділянок робочої поверхні алмазного олівця після шліфування його алмазним кругом на металевій зв'язці (а – збільшення  $\times 14$ ; б – збільшення  $\times 100$ )

Для обґрунтування даного рішення розроблена аналітична модель визначення шорсткості поверхонь в процесі шліфування та виконаний розрахунок параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  для круга з одновисотним виступанням різальних зерен без урахування (рівняння (5.87)) і з урахуванням (рівняння (5.88)) утворення на них площадок зношування довжиною  $x_1$  [50]:

$$R_{\max}^{1,5} \cdot (R_{\max} + x_1) = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}}}; \quad (5.87)$$

$$\left[ \left( R_{\max} + \frac{3 \cdot x_1}{4} \right)^2 - \frac{x_1^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{\max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{\text{кр}}} + \frac{1}{D_{\text{дет}}}}, \quad (5.88)$$

де  $\bar{X}$  – зернистість круга, м;  
 $m$  – об'ємна концентрація зерен круга;  
 $V_{кр}$ ,  $V_{дет}$  – швидкості круга та деталі, м/с;  
 $D_{кр}$ ,  $D_{дет}$  – діаметри круга та деталі, м.

За умови  $x_1 = 0$  рівняння (5.87) і (5.88) набувають вигляду:

$$R_{max} = \left( \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}} \right)^{0,4} \quad (5.89)$$

Як видно, із всіх вхідних у рівняння (5.87) і (5.88) параметрів найбільше впливає на параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  величина лінійного зношування зерна  $x_1$ , особливо у випадку утворення на різальних зернах площадок зношування (рис. 5.23). Зі збільшенням величини  $x_1$  можна суттєво (до нуля) зменшити параметр шорсткості обробки  $R_{max}$ .

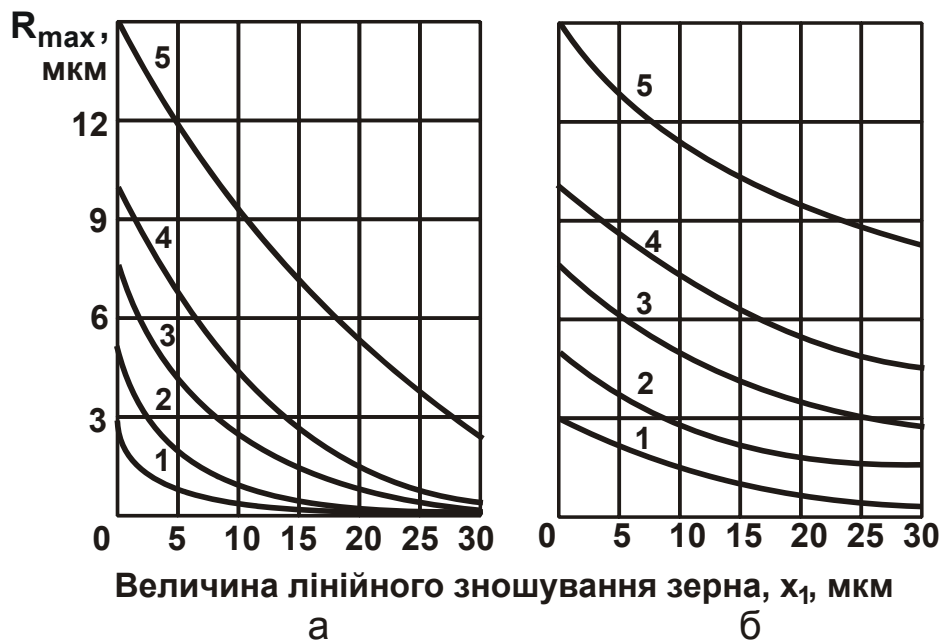


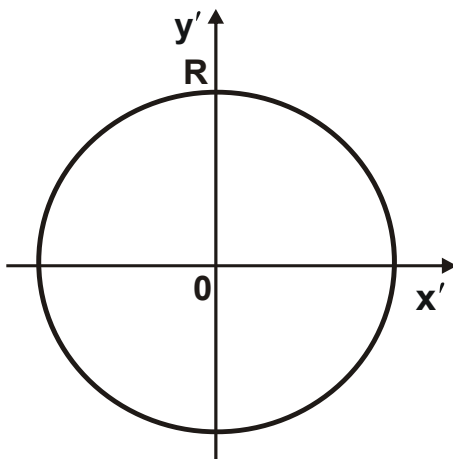
Рис. 5.23. Залежності параметра шорсткості обробки  $R_{max}$  від величини лінійного зношування зерна  $x_1$ , отримані на основі:  
**а** – рівняння (5.87); **б** – рівняння (5.88)

Умовні позначення: 1 –  $\bar{R}_{max} = 3$  мкм; 2 –  $\bar{R}_{max} = 5$  мкм; 3 –  $\bar{R}_{max} = 7,5$  мкм;  
4 –  $\bar{R}_{max} = 10$  мкм; 5 –  $\bar{R}_{max} = 15$  мкм.

Таким чином показано, що незалежно від методу абразивної обробки (шліфування або абразивного полірування) створення площадок на різальних зернах призводить до істотного зменшення шорсткості поверхні. Це узгоджується з отриманими в даній роботі теоретичними рішеннями стосовно процесу абразивного полірування.

## 5.6. Визначення впливу зернистості абразивних зерен на шорсткість обробленої поверхні

Отримані в даному розділі теоретичні рішення справедливі для моделювання абразивних зерен у формі конуса й усіченого конуса. У такому геометричному поданні абразивних зерен їхня зернистість не впливає на шорсткість обробленої поверхні. У дійсності, як показує практика абразивного полірування, зернистість абразивних зерен істотно (домінуюче) впливає на параметри шорсткості поверхні. Тому важливо оцінити роль зернистості абразивних зерен у формуванні шорсткості поверхні. Для цього необхідно змоделювати абразивні зерна у формі сфери. Тоді, за аналогією з розв'язаннями, наведеними в п. 5.1, профіль проекції зерна на площину оброблюваного зразка буде описуватися окружністю з радіусом  $R$  (рис. 5.24), рівняння якої в системі координат  $x'o'y'$  має вигляд:



$$x'^2 + y'^2 = R^2. \quad (5.90)$$

Довжина проекції абразивного зерна дорівнює:

$$2x' = 2 \cdot \sqrt{R^2 - y'^2}. \quad (5.91)$$

Рис. 5.24. Положення окружності радіусом  $R$

Отже, елементарна функція  $\Phi_i(y')$ , що визначає ймовірність невилученого з обробленої поверхні зразка металу (який залишився у вигляді мікронерівностей), відповідно до залежності (2.2) опишеться (рис. 5.25):

$$\Phi_i(y') = 1 - \frac{2 \cdot \sqrt{R^2 - y'^2}}{B}. \quad (5.92)$$

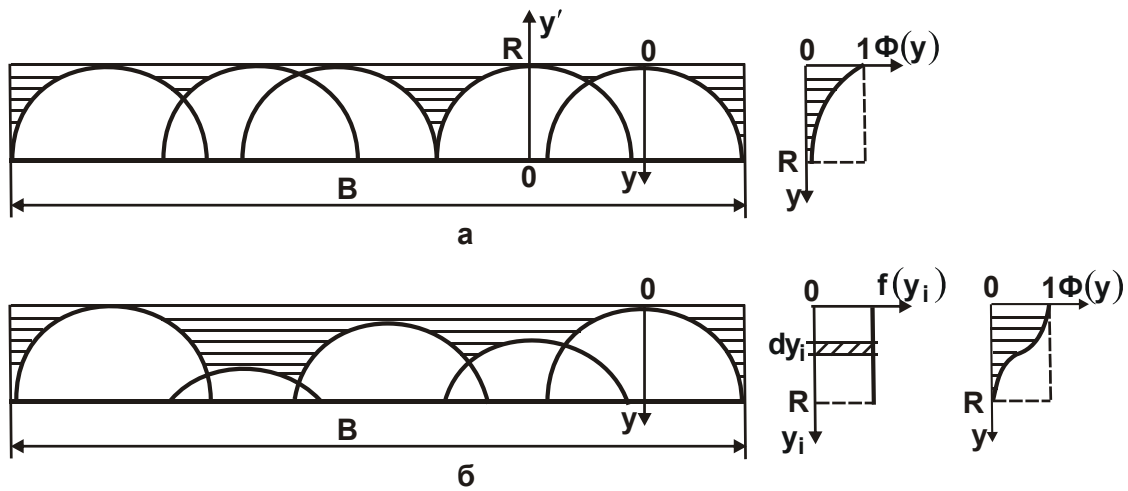


Рис. 5.25. Схеми накладення проєкцій зерен на площину оброблюваного зразка в процесі полірування зі швидкістю радіальної подачі  $S_{\text{рад}} = 0$  (а) і  $S_{\text{рад}} > 0$  (б)

Для зручності виконання розрахунків слід замінити координату  $y'$  на координату  $y = R - y'$  (рис. 5.25а). У цьому випадку початком відріку є вершина абразивного зерна, а вісь  $ou$  спрямована убік, протилежний осі  $ou'$ . Тоді залежність (5.92) набуде вигляду:

$$\Phi_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot \sqrt{R^2 - (R - y)^2}}{B} = 1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{B}. \quad (5.93)$$

Сумарна ймовірнісна функція  $\Phi(y)$  опишеться залежністю, аналогічною залежності (2.3):

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = \left[ 1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{B} \right]^n = e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}. \quad (5.94)$$

Залежність (5.94) можна також подати у вигляді:

$$\Phi(y) = e^{-N \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}, \quad (5.95)$$



де  $N = \frac{2 \cdot R \cdot n}{B}$  – число, що визначає, у скільки разів сумарна довжина основ проєкцій  $n$  зерен на вертикальну площину  $2 \cdot R \cdot n$  буде більшою ширини оброблюваного зразка  $B$  на рівні  $y = R$ .

Розрахункові значення функції  $\Phi(y)$  наведені в табл. 5.10.

Таблиця 5.10

### Розрахункові значення функції $\Phi(y)$

$y/R$	0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	1,0
$\Phi(y)$ для $N = 1$	1	0,65	0,491	0,45	0,423	0,4	0,386	0,375	0,367
$\Phi(y)$ для $N = 3$	1	0,272	0,117	0,09	0,075	0,064	0,057	0,053	0,05
$\Phi(y)$ для $N = 4$	1	0,175	0,057	0,04	0,031	0,025	0,022	0,02	0,0183

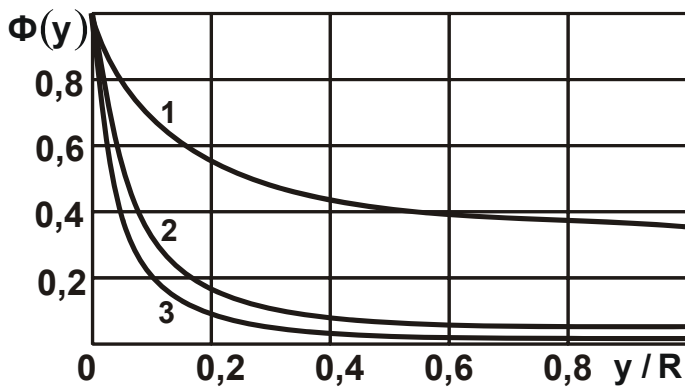


Рис. 5.26. Характер зміни функції  $\Phi(y)$  для різних значень  $N$

Умовні позначення: 1 –  $N = 1$ ; 2 –  $N = 3$ ; 3 –  $N = 4$ .

З табл. 5.10 випливає, що зі збільшенням величини  $y/R$  функція  $\Phi(y)$  зменшується тим інтенсивніше, чим більше число  $N$  (рис. 5.26). Порівнюючи наведені дані з аналогічними даними, отриманими для конусоподібної форми абразивних зерен (див. табл. 5.3), видно, що при обробці сферичними абразивними зернами функція  $\Phi(y)$  приймає менші значення, отже, менша ймовірність

невилученого з оброблюваної поверхні металу й менша шорсткість поверхні. Параметри шорсткості поверхні  $a$  та  $R_a$  (див. рис. 5.5) у цьому випадку визначаються на основі залежностей (5.13) і (5.14):

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}} \cdot dy ; \quad (5.96)$$

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}} \cdot dy . \quad (5.97)$$

Однак обчислити інтеграли (5.96) і (5.97) складно. Тому розрахунок параметрів шорсткості поверхні  $a$  та  $R_a$  слід виконувати чисельним методом з урахуванням того, що параметр  $a$  визначається з умови рівності площ  $F_1 = F_2$  (див. рис. 5.5), а параметр  $R_a$  визначається залежністю (5.14), тобто  $R_a = 2 \cdot F_2$ . Тому відлік площі  $F_1$  слід виконувати в напрямі осі  $ou$  (рис. 5.27), а площі  $F_2$  – у зворотному напрямі, починаючи зі значення  $y/R = 1$ .

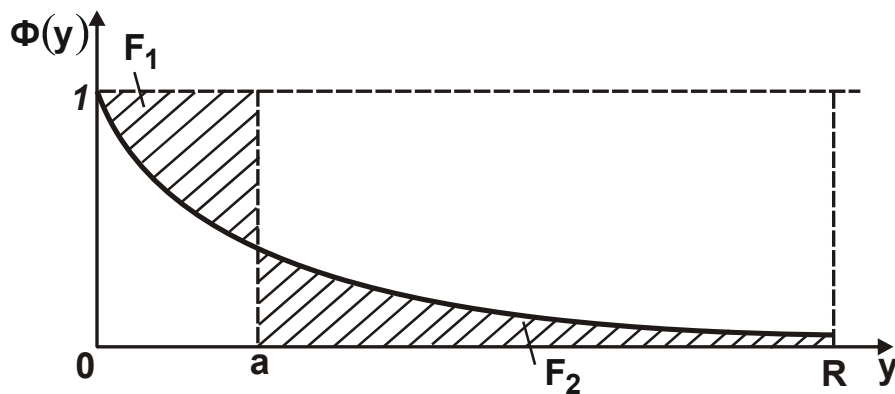


Рис. 5.27. Розрахункова схема площ  $F_1$  і  $F_2$

Площі  $F_1$  і  $F_2$  необхідно визначати за залежностями:

$$F_1 = \sum_{i=1}^{10} [1 - \Phi_i(y)] \cdot \Delta y ; \quad (5.98)$$

$$F_2 = \sum_{j=1}^{10} \Phi_j(y) \cdot \Delta y , \quad (5.99)$$

де  $\Delta y = 0,1 \cdot R$  – інтервал розбивки за координатою  $y$ ;  
 $j = 10 - i$  – кількість розбивок.

Значення функції  $\Phi_i(y)$  приймаються з табл. 5.10.

У табл. 5.11 наведені розрахункові значення площ  $F_1$  і  $F_2$ . З умови їхньої рівності визначена шукана величина  $y = a$ . Як установлено розра-

хунками, у випадку  $N=1$  площі  $F_1$  і  $F_2$  рівні між собою зі значенням  $y/R=0,45$ . Отже,  $a/R=0,45$ . Параметр  $R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot 0,2 \cdot R = 0,4 \cdot R$ .

Таблиця 5.11

**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1-\Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N=1$**

y/R	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,65	0,549	0,491	0,45	0,423	0,4	0,386	0,375	0,371
$1-\Phi(y)$	0	0,35	0,451	0,509	0,55	0,577	0,6	0,614	0,625	0,629
$F_1$	0	0,035	0,08	0,131	0,186	0,244	0,3	0,365	0,427	0,49
$F_2$	0,508	0,4	0,344	0,29	0,24	0,195	0,153	0,113	0,074	0,037

У табл. 5.12 і 5.13 наведені розрахункові значення площ  $F_1$  і  $F_2$  для випадків  $N=3$  і  $N=4$ . Значення функції  $\Phi_i(y)$  приймалися з табл. 5.10. Як впливає із табл. 5.12, для значення  $y/R=0,15$  площі  $F_1$  і  $F_2$  рівні між собою. Отже, відношення  $a/R=0,15$ . Параметр шорсткості поверхні  $R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot 0,09 \cdot R = 0,18 \cdot R$ .

У випадку  $N=4$  (табл. 5.13) площі  $F_1$  і  $F_2$  рівні між собою зі значенням  $y/R=0,05$ , тобто  $a/R=0,05$ . Тоді  $R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot 0,05 \cdot R = 0,1 \cdot R$ .

У табл. 5.14 наведені розрахункові значення відношень  $a/R$  і  $R_a/R$  для різних значень  $N$ . Як видно, зі збільшенням числа  $N$  відношення  $a/R$  і  $R_a/R$  зменшуються, що пов'язане зі збільшенням кількості абразивних зерен, що беруть участь у формуванні шорсткості поверхні.

Таблиця 5.12

**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1-\Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N=3$**

y/R	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,272	0,165	0,117	0,09	0,075	0,064	0,057	0,053	0,051
$1-\Phi(y)$	0	0,728	0,835	0,883	0,91	0,925	0,936	0,943	0,947	0,949
$F_1$	0	0,073	0,156	0,24	0,335	0,428	0,521	0,616	0,71	0,8
$F_2$	0,194	0,094	0,067	0,05	0,038	0,029	0,022	0,015	0,01	0,005

**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1 - \Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N = 4$** 

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,175	0,09	0,057	0,04	0,031	0,025	0,022	0,02	0,0186
$1 - \Phi(y)$	0	0,825	0,97	0,947	0,96	0,969	0,975	0,978	0,98	0,981
$F_1$	0	0,082	0,179	0,273	0,369	0,466	0,564	0,662	0,76	0,858
$F_2$	0,147	0,047	0,03	0,021	0,015	0,011	0,008	0,006	0,004	0,002

Таблиця 5.14

**Розрахункові значення відношень  $a/R$  і  $R_a/R$** 

N	1	3	4
$a/R$	0,45	0,15	0,05
$R_a/R$	0,4	0,18	0,1

Виходячи із запропонованої методики розрахунку, параметр  $R$  можна розглядати як параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$ , тобто  $R = R_{\max}$ , тоді справедливе співвідношення  $\frac{R_a}{R} = \frac{R_a}{R_{\max}}$ . Значення зворотної величини  $R_{\max}/R_a$ , використовуючи дані, наведені в табл. 5.14, показані на рис. 5.28.

Як видно, зі збільшенням числа  $N$  відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}/R_a$  безупинно збільшується, приймаючи відносно великі значення порівняно з випадком обробки абразивними зернами конусоподібної форми (див. табл. 5.5 і рис. 5.6). У цьому випадку традиційні для практики абразивної обробки значення  $R_{\max}/R_a = 4 \dots 6$  досягаються за умови  $N = 2 \dots 3$ , тоді як для конусоподібної форми зерен вони досягаються за умови  $N \geq 5$ . Отже, в умовах моделювання абразивних зерен у вигляді сфери для забезпечення заданого відно-

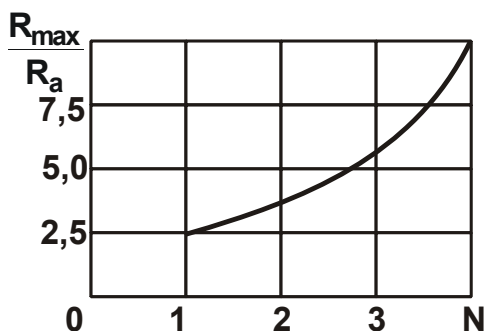


Рис. 5.28. Залежність  $R_{\max}/R_a$  від  $N$

ликі значення порівняно з випадком обробки абразивними зернами конусоподібної форми (див. табл. 5.5 і рис. 5.6). У цьому випадку традиційні для практики абразивної обробки значення  $R_{\max}/R_a = 4 \dots 6$  досягаються за умови  $N = 2 \dots 3$ , тоді як для конусоподібної форми зерен вони досягаються за умови  $N \geq 5$ . Отже, в умовах моделювання абразивних зерен у вигляді сфери для забезпечення заданого відно-

шення  $R_{\max}/R_a$  у формуванні шорсткості поверхні необхідна менша кількість зерен. Це пов'язане з більшою площею профілю абразивного зерна, поданого у вигляді сфери.

Як встановлено розрахунками, параметр шорсткості поверхні  $R_a$  пов'язаний з радіусом абразивного зерна  $R$ . Так, наприклад, для випадку  $N=4$  отримано  $R_a = 0,1 \cdot R$ . Оскільки  $R = D/2$  (де  $D$  – діаметр абразивного зерна, м), то справедлива залежність  $R_a = 0,05 \cdot D$ . У цьому випадку параметр шорсткості поверхні  $R_a$  в 20 разів менший діаметра абразивного зерна  $D$  (зернистості абразиву). Виходячи із цього, в процесі обробки абразивними зернами діаметром  $D=1$  мкм можна забезпечити параметр шорсткості поверхні  $R_a = 0,05$  мкм. Однак, як показано в п. 2.4, на параметр  $R_a$  істотно впливає швидкість радіальної подачі, яка у даному розрахунку не враховувалася ( $S_{\text{рад}} = 0$ ).

У зв'язку із цим важливо оцінити характер зміни параметра шорсткості поверхні  $R_a$  залежно від зміни швидкості радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$ . У цьому випадку одновисотне розташування вершин абразивних зерен на робочій поверхні інструмента необхідно замінити різновисотним розташуванням вершин абразивних зерен, як це показано в п. 2.4 для конусоподібних абразивних зерен.

Використовуючи дану методику розрахунку, в якості елементарної функції  $\Phi_i(y)$  слід розглядати перетворену функцію  $\Phi_i(y)$ , описувану залежністю (див. рис. 5.25б):

$$\Phi_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}}}{B}, \quad (5.100)$$

де  $y_i$  – координата вершини зерна, що змінюється в межах  $0 \dots y$ .

Тоді сумарна імовірнісна функція  $\Phi(y)$  за аналогією із залежністю (5.75) з урахуванням співвідношень  $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;  $f(y_i) = 1/R$  визначиться (див. рис. 5.25б):

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot R}{B} \cdot \sum_{i=1}^n \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}} \cdot dn_i} = e^{-\frac{2 \cdot n \cdot y}{B} \int_0^y \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}} \cdot dy_i}. \quad (5.101)$$

Для обчислення інтеграла  $I = \int_0^y \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}} \cdot dy_i$  необхідно перейти до нової змінної величини:

$$U = \frac{[R - (y - y_i)]}{R}. \quad (5.102)$$

Тоді  $dy_i = R \cdot dU$  й інтеграл набуде вигляду:  $I = R \cdot \int_{U_0}^1 \sqrt{1 - U^2} \cdot dU$ , де

$U_0 = 1 - y/R$ . Для обчислення даного інтеграла слід перейти до змінної величини  $U = \cos \alpha$ . Тоді  $dU = -\sin \alpha \cdot d\alpha$  й інтеграл перетворяться:

$$\begin{aligned} I &= -R \cdot \int \sin^2 \alpha \cdot d\alpha = -\frac{R}{2} \cdot \int (1 - \cos 2\alpha) \cdot d\alpha = -\frac{R}{2} \cdot \left( \alpha - \frac{1}{2} \cdot \sin 2\alpha \right) = \\ &= -\frac{R}{2} \cdot (\alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) = -\frac{R}{2} \cdot \left( \arccos U - \sqrt{1 - U^2} \cdot U \right). \end{aligned} \quad (5.103)$$

З урахуванням меж інтегрування величини  $U$  (нижня межа  $U_0 = 1 - y/R$ , верхня межа  $U = 1$ ) інтеграл (5.103) остаточно виразиться:

$$I = \frac{R}{2} \cdot \left[ \arccos \left( 1 - \frac{y}{R} \right) - \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \cdot \sqrt{1 - \left( 1 - \frac{y}{R} \right)^2} \right]. \quad (5.104)$$

Після підстановки інтеграла (5.104) у залежність (5.101), отримано:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{R \cdot n}{B} \left[ \arccos \left( 1 - \frac{y}{R} \right) - \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \cdot \sqrt{1 - \left( 1 - \frac{y}{R} \right)^2} \right]}. \quad (5.105)$$

З урахуванням числа  $N = \frac{2 \cdot R \cdot n}{B}$  залежність (5.105) набуде вигляду:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{N}{2} \left[ \arccos \left( 1 - \frac{y}{R} \right) - \left( 1 - \frac{y}{R} \right) \cdot \sqrt{1 - \left( 1 - \frac{y}{R} \right)^2} \right]}. \quad (5.106)$$

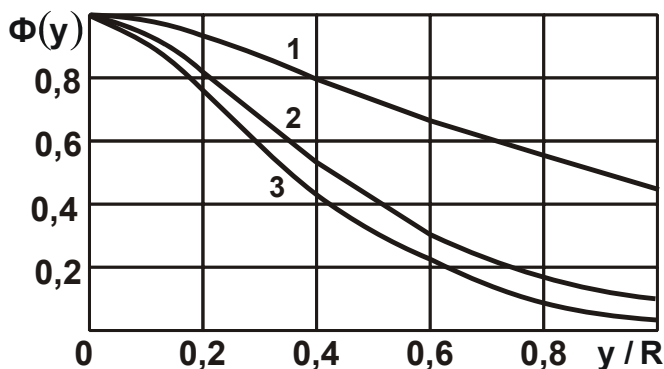
У табл. 5.15 і на рис. 5.29 наведені розрахункові значення функції  $\Phi(y)$  для різних значень  $N$ .

Таблиця 5.15

**Розрахункові значення функції  $\Phi(y)$**

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\Phi(y)$ для $N=1$	1	0,98	0,93	0,87	0,8	0,74	0,67	0,61	0,56	0,5	0,456
$\Phi(y)$ для $N=3$	1	0,94	0,81	0,68	0,52	0,41	0,3	0,22	0,17	0,12	0,093
$\Phi(y)$ для $N=4$	1	0,92	0,75	0,57	0,41	0,3	0,21	0,135	0,098	0,06	0,04

Як видно, функція  $\Phi(y)$  зі збільшенням величини  $y/R$  зменшується, приймаючи більші значення порівняно зі значеннями, отриманими для



**Рис. 5.29. Характер зміни функції  $\Phi(y)$  для різних значень  $N$**

Умовні позначення: 1 –  $N = 1$ ; 2 –  $N = 3$ ; 3 –  $N = 4$ .

випадку  $S_{\text{рад}} = 0$ . Цим показано, що наявність радіальної подачі збільшує значення функції  $\Phi(y)$  та, відповідно, збільшує параметри шорсткості поверхні. Для розрахунку параметрів шорсткості поверхні  $a$  і  $R_a$  слід скористатися наведеною вище методикою, яка полягає у визначенні умови рівності площ  $F_1 = F_2$  (див. рис. 5.5).

У табл. 5.16 – 5.18 наведені результати розрахунків площ  $F_1$  і  $F_2$  для випадків  $N=1$ ; 3; 4. У табл. 5.19 наведені розрахункові значення відношень  $a/R$  і  $R_a/R$ , а також відношення  $R_{\text{max}}/R_a$  (розглядаючи в розрахунках  $R_{\text{max}} = R$ ) для різних значень  $N$ .

Як видно, зі збільшенням числа  $N$  відношення  $a/R$  і  $R_a/R$  зменшуються, а відношення  $R_{\text{max}}/R_a$  збільшується (рис. 5.30), однак у більш вузьких межах порівняно з випадком  $S_{\text{рад}} = 0$  (див. табл. 5.10 і рис. 5.26).

Отже, наявність радіальної подачі в процесі абразивної обробки призводить до погіршення шорсткості поверхні. Зміна відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}/R_a$  у більш вузьких межах (4 ... 5) свідчить про те, що цей випадок у більшій мірі відповідає практичним даним порівняно з випадком  $S_{\text{рад}} = 0$ .

Таблиця 5.16

**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1 - \Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N = 1$**

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,98	0,93	0,87	0,8	0,74	0,67	0,61	0,56	0,5
$1 - \Phi(y)$	0	0,02	0,07	0,13	0,2	0,26	0,33	0,39	0,44	0,5
$F_1$	0	0,002	0,009	0,022	0,042	0,068	0,1	0,14	0,184	0,234
$F_2$	0,766	0,66	0,568	0,475	0,388	0,308	0,234	0,167	0,106	0,05

Таблиця 5.17

**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1 - \Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N = 3$**

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,94	0,81	0,68	0,52	0,41	0,3	0,22	0,17	0,12
$1 - \Phi(y)$	0	0,06	0,19	0,32	0,48	0,59	0,7	0,78	0,83	0,88
$F_1$	0	0,006	0,025	0,057	0,1	0,164	0,234	0,312	0,395	0,483
$F_2$	0,517	0,417	0,323	0,242	0,174	0,122	0,081	0,051	0,029	0,012

Таблиця 5.18

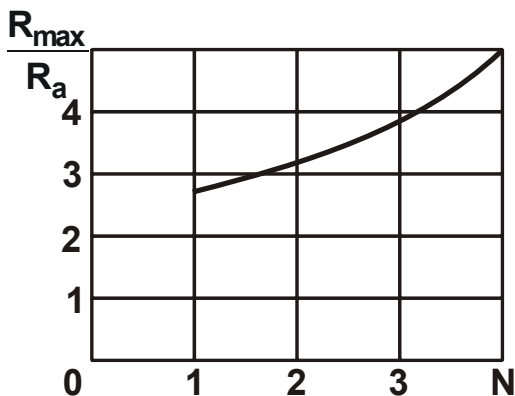
**Розрахункові значення функцій  $\Phi(y)$ ,  $1 - \Phi(y)$  і площ  $F_1$  і  $F_2$  для  $N = 4$**

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\Phi(y)$	1	0,92	0,75	0,57	0,41	0,3	0,21	0,135	0,098	0,06
$1 - \Phi(y)$	0	0,08	0,25	0,43	0,59	0,7	0,79	0,865	0,902	0,94
$F_1$	0	0,008	0,033	0,076	0,135	0,205	0,284	0,37	0,46	0,554
$F_2$	0,445	0,345	0,253	0,178	0,121	0,08	0,05	0,029	0,016	0,006



Розрахункові значення  $a/R$  і  $R_a/R$ 

N	1	3	4
$a/R$	0,75	0,45	0,35
$R_a/R$	0,36	0,26	0,2
$R_{max}/R_a$	2,78	3,85	5,0

Рис. 5.30. Залежність  $R_{max}/R_a$  від N

Знаючи число  $N = \frac{2 \cdot R \cdot n}{B}$ , можна визначити кількість абразивних зерен  $n$ , які беруть участь у формуванні шорсткості оброблювальної поверхні зразка

$$n = \frac{N \cdot B}{2 \cdot R}, \quad (5.107)$$

а також визначити швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$ . Для цього необхідно скористатися залежністю (5.68):

$$n = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \tau = k \cdot B \cdot V_{інстр} \cdot \frac{R}{S_{рад}}, \quad \text{звідки з}$$

урахуванням залежності (5.107) отримано:

$$S_{рад} = \frac{2 \cdot k \cdot V_{інстр} \cdot R^2}{N}. \quad (5.108)$$

Як впливає із залежностей (5.107) і (5.108), зі збільшенням числа N кількість зерен  $n$  збільшується, а швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$ , навпаки, зменшується, що в остаточному підсумку сприяє зменшенню параметрів шорсткості поверхні. Отже, для забезпечення заданого числа N швидкість радіальної подачі  $S_{рад}$  необхідно зменшувати.

Таким чином, у даному підрозділі виконано оцінювання впливу зернистості абразивних зерен на параметри шорсткості поверхні. Теоретично встановлено, що зі зменшенням зернистості параметри шорсткості поверхні зменшуються фактично за лінійною залежністю.

## 5.7. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості абразивного полірування

Основною умовою здійснення знімання металу та формоутворення поверхонь в процесі абразивного полірування слід розглядати можливість достатньо міцного втримання абразивних зерен у матеріалі інструмента-полірувальника. Якщо матеріал інструмента характеризується високою твердістю, то, очевидно, абразивне зерно не зможе в нього зануритися й утримуватися в ньому в процесі обробки. Воно буде перекочуватися, фактично не здійснюючи знімання матеріалу. Тому матеріал інструмента необхідно вибирати достатньо пластичним, щоб забезпечити заглиблення (шаржування) у нього абразивного зерна й утримувати його із силою, достатньою для здійснення процесу мікрорізання.

Для аналітичного описання процесу взаємодії абразивного зерна з оброблюваним металом і матеріалом інструмента слід розглянути розрахункову схему (рис. 5.31), у якій під дією радіального зусилля  $P_{y_0}$  абразивне зерно занурюється в оброблюваний метал на глибину  $a$  й у матеріал інструмента на глибину  $a_1$ .

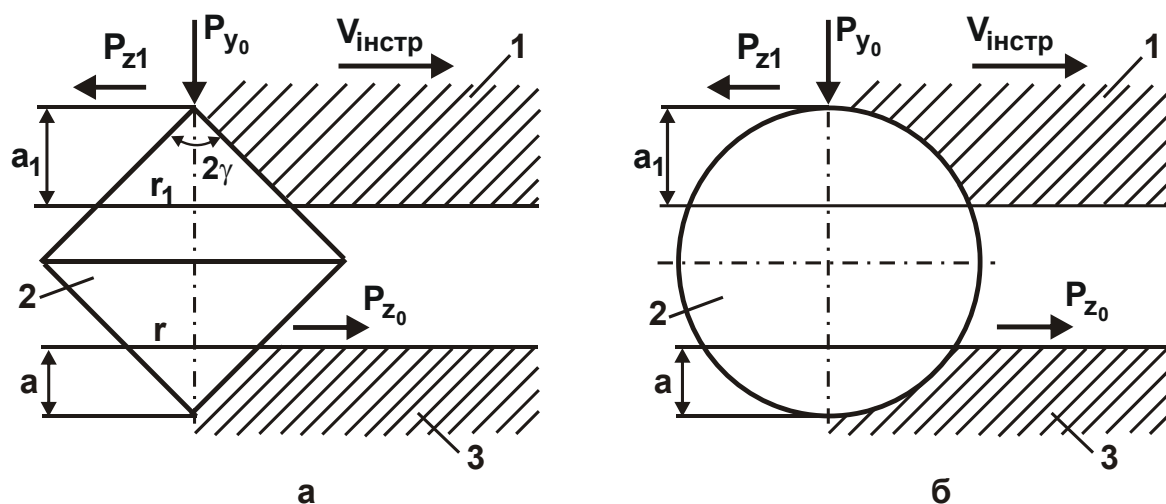


Рис. 5.31. Розрахункові схеми взаємодії абразивного зерна 2 у формі двох спарених конусів (а) й у формі сфери (б) з матеріалом інструмента-полірувальника 1 і з оброблюваним матеріалом 3

Для визначення глибин  $a$  і  $a_1$  необхідно знати площі контакту абразивного зерна з оброблюваним металом  $F_{\text{конт}}$  і з матеріалом інструмента  $F_{\text{конт}1}$ . З метою спрощення розрахунків спочатку слід розглянути зерно

у формі двох спарених між собою конусів з кутами у вершин  $2\gamma$ . Тоді, виходячи з рис. 5.31, отримано:

$$F_{\text{конт}} = \pi \cdot r^2 = \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot a^2; \quad (5.109)$$

$$F_{\text{конт1}} = \pi \cdot r_1^2 = \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot a_1^2, \quad (5.110)$$

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

Твердості оброблюваного металу HV (за Віккерсом) і матеріалу інструмента HV<sub>1</sub> визначаються залежностями:

$$\text{HV} = \frac{P_{y_0}}{F_{\text{конт}}}; \quad (5.111)$$

$$\text{HV}_1 = \frac{P_{y_0}}{F_{\text{конт1}}}. \quad (5.112)$$

З урахуванням залежностей (5.109) і (5.110), залежності (5.111) і (5.112) набувають вигляду:

$$\text{HV} = \frac{P_{y_0}}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot a^2}; \quad (5.113)$$

$$\text{HV}_1 = \frac{P_{y_0}}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot a_1^2}. \quad (5.114)$$

Розв'язанням залежностей (5.113) і (5.114) відносно глибин  $a$  і  $a_1$  отримано:

$$a = \sqrt{\frac{P_{y_0}}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot \text{HV}}}; \quad (5.115)$$

$$a_1 = \sqrt{\frac{P_{y_0}}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot \text{HV}_1}}. \quad (5.116)$$

Як видно, чим більший кут  $\gamma$  та твердості оброблюваного металу  $HV$  і матеріалу інструмента  $HV_1$ , тим менші глибини занурення абразивного зерна в оброблюваний метал  $a$  і в матеріал інструмента  $a_1$ . Отже, для того щоб абразивне зерно глибше занурювалося в матеріал інструмента та міцніше в ньому втримувалося в процесі обробки, необхідно зменшувати твердість матеріалу інструмента  $HV_1$ . Це дозволить збільшити тангенціальне зусилля  $P_{z_1}$ , з яким абразивне зерно буде втримуватися в інструменті-полірувальнику. Тангенціальне зусилля  $P_{z_1}$  можна виразити через радіальне зусилля  $P_{y_0}$  наступним співвідношенням:

$$P_{z_1} = K_{різ_1} \cdot P_{y_0}, \quad (5.117)$$

де  $K_{різ_1}$  – коефіцієнт, який чисельно дорівнює коефіцієнту різання матеріалу інструмента.

Очевидно, чим більший коефіцієнт  $K_{різ_1}$ , тим більше тангенціальне зусилля  $P_{z_1}$  і міцніше буде втримуватися абразивне зерно. За умови  $HV_1 < HV$  з урахуванням залежностей (5.115) і (5.116) отримано:

$$\frac{a_1}{a} = \sqrt{\frac{HV}{HV_1}}. \quad (5.118)$$

З даного співвідношення випливає умова:  $a_1 > a$ .

Під час переміщення зерна зі швидкістю інструмента  $V_{інстр}$  здійснюється процес мікрорізання оброблюваного металу. Виникла в результаті тангенціальна складова сили різання  $P_{z_0}$  підкорюється залежності:

$$P_{z_0} = K_{різ_0} \cdot P_{y_0}. \quad (5.119)$$

Коефіцієнт різання  $K_{різ_0}$  у фізичному аспекті не повинен перевищувати значення коефіцієнта  $K_{різ_1}$ , що входить у залежність (5.117). У протилежному випадку справедлива умова  $P_{z_0} > P_{z_1}$ . У результаті цього зерно не зможе міцно втримуватися в матеріалі інструмента, буде перекочуватися, а це виключає здійснення процесу мікрорізання оброблюваного ме-

талу. Іншими словами, для здійснення процесу мікрорізання оброблюваного металу повинна виконуватися умова  $P_{z_0} < P_{z_1}$ .

Зважаючи на те, що абразивне зерно з однаковою ймовірністю може здійснювати процес мікрорізання як оброблюваного металу, так і матеріалу інструмента-полірувальника, то для виконання умови  $P_{z_0} < P_{z_1}$ , виходячи із залежностей (5.117) і (5.118), необхідно виконати умову  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$ .

У роботі [11] показано, що умовне напруження різання  $\sigma$  в процесі мікрорізання одиничним зерном описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = \frac{\sigma_{ст}}{\operatorname{tg}\left[45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2}\right]} = \frac{2 \cdot \sigma_{ст}}{K_{різ}}, \quad (5.120)$$

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

$\psi$  – умовний кут тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом ( $\operatorname{tg} \psi = f$  – коефіцієнт тертя);

$\gamma$  – умовний передній кут різального зерна.

Із залежності (5.120) випливає, що чим більші кути  $\psi$  і  $\gamma$ , тим більше умовне напруження різання  $\sigma$ . Це узгоджується з висновком, зробленим у попередньому підрозділі відносно того, що утворення площадок зношування на зернах ( $2\gamma \rightarrow 180^\circ$ ) дозволяє зменшити шорсткість поверхні (забезпечити згладжування мікронерівностей на оброблюваній поверхні) за рахунок збільшення умовного напруження різання  $\sigma$  в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям  $P_y$ .

З іншого боку, щоб знизити силову напруженість процесу та підвищити продуктивність обробки, навпаки, необхідно умовне напруження різання  $\sigma$  зменшувати, зменшуючи кути  $\psi$  і  $\gamma$ . Отже, як відзначалося раніше, мають місце протилежні вимоги до параметра  $\sigma$  залежно від розв'язуваного завдання: забезпечення зменшення шорсткості поверхні або підвищення продуктивності обробки. З метою зменшення шорсткості поверхні параметр  $\sigma$  необхідно збільшувати, а з метою підвищення продуктивності обробки, навпаки, зменшувати за рахунок забезпечення високої гостроти різальних зерен і зниження інтенсивності тертя в зоні різання. Очевидно, збільшення параметра  $\sigma$  припускає збільшення тан-

генціальної складової сили різання  $P_{z_0}$ . Тому для виконання умови  $P_{z_0} < P_{z_1}$  (відповідно умови  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$ ) потрібно збільшувати силу  $P_{z_1}$ , підвищуючи міцність утримання абразивного зерна в матеріалі інструмента-полірувальника.

Важливо провести аналіз умови  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$ , для чого слід виразити залежність (5.120) відносно  $K_{різ}$ . У результаті отримано залежність:

$$K_{різ} = 2 \cdot \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]. \quad (5.121)$$

У табл. 5.20 наведені розраховані за залежністю (5.121) значення коефіцієнта різання  $K_{різ}$ .

Таблица 5.20

#### Розрахункові значення коефіцієнта різання $K_{різ}$

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

Стосовно процесів мікрорізання абразивним зерном оброблюваного металу та матеріалу інструмента-полірувальника, коефіцієнти різання  $K_{різ_0}$  і  $K_{різ_1}$  аналітично опишуться:

$$K_{різ_0} = 2 \cdot \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi_0 + \gamma)}{2} \right]; \quad (5.122)$$

$$K_{різ_1} = 2 \cdot \operatorname{tg} \left[ 45^\circ - \frac{(\psi_1 + \gamma)}{2} \right], \quad (5.123)$$

де  $\psi_0$ ,  $\psi_1$  – умовні кути тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом і матеріалом інструмента-полірувальника.

Очевидно, для виконання умови  $K_{різ_0} < K_{різ_1}$  необхідно, щоб кут  $\psi_0$  був більшим кута  $\psi_1$ . З урахуванням співвідношень  $\operatorname{tg} \psi_0 = f_0$ ;  $\operatorname{tg} \psi_1 = f_1$

(де  $f_0, f_1$  – відповідно коефіцієнти тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом і матеріалом інструмента-полірувальника) повинна виконуватися умова  $f_0 > f_1$ . Однак забезпечити виконання даної умови складно, оскільки одночасно будуть відбуватися процеси мікрорізання абразивним зерном оброблюваного металу та матеріалу інструмента-полірувальника, тобто фактично з однаковою інтенсивністю буде зношуватися інструмент і здійснюватися знімання оброблюваного металу. У реальних умовах процес абразивного полірування здійснюється абразивними зернами, які мають геометричну форму, близьку до сфери. Тому важливо розглянути закономірності взаємодії абразивного зерна у формі сфери з оброблюваним металом і матеріалом інструмента-полірувальника за умови, що на зерно в процесі полірування діє радіальне зусилля  $P_{y_0}$  (див. рис. 5.31).

У роботі [11] встановлено, що умовне напруження різання  $\sigma$  і коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$  стосовно процесу мікрорізання абразивним зерном у формі сфери описується наступними аналітичними залежностями:

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{ст}}}{\left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \text{tg} \frac{\psi_0}{2} \right)} = \frac{2 \cdot \sigma_{\text{ст}}}{K_{\text{різ}_0}}; \quad (5.124)$$

$$K_{\text{різ}_0} = 2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \text{tg} \frac{\psi_0}{2} \right), \quad (5.125)$$

де  $a$  – товщина зрізу, м;

$R$  – радіус абразивного зерна, м.

За умови такого подання процесу мікрорізання умовне напруження різання  $\sigma$  тим менше, чим більше відношення  $a/R$  і менший умовний кут тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом  $\psi_0$ . Коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}}$ , навпаки, тим менший, чим менше відношення  $a/R$  і більший умовний кут тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом  $\psi_0$ .

Залежності (5.124) і (5.125) справедливі за умови мікрорізання абразивним зерном оброблюваного металу. За умови мікрорізання матеріалу інструмента-полірувальника залежність (5.125) набуває вигляду:

$$K_{\text{різ}_1} = 2 \cdot \left( \sqrt{\frac{a}{2R}} - \text{tg} \frac{\psi_1}{2} \right). \quad (5.126)$$

Як видно, залежності (5.125) і (5.126) відрізняються умовними кутами тертя  $\psi_0$  і  $\psi_1$ , оскільки коефіцієнти тертя передньої поверхні різального зерна з оброблюваним металом  $f_0$  і матеріалом інструмента-полірувальника  $f_1$  різні. Для забезпечення умови  $K_{\text{різ}_0} < K_{\text{різ}_1}$  необхідно виконати умову  $f_0 > f_1$ . Це відповідає вищенаведеному розв'язанню, отриманому за умови моделювання абразивного зерна у формі двох спарених між собою конусів (див. рис. 5.31а).

Із залежностей (5.125) і (5.126) випливає важливий висновок, пов'язаний з тим, що чим більше  $a/R$ , тим більший коефіцієнт різання.

Зважаючи на те, що глибина занурення абразивного зерна в матеріал інструмента-полірувальника більша глибини занурення зерна в оброблюваний метал, то, очевидно, виконується умова  $K_{\text{різ}_0} < K_{\text{різ}_1}$ . Із цього випливає, що в процесі мікрорізання абразивним зерном у формі сфери буде гарантовано виконуватися умова  $P_{z_0} < P_{z_1}$ , а це забезпечить достатньо міцне втримання абразивного зерна в інструменті-полірувальнику та дозволить здійснити процес знімання оброблюваного металу.

З метою обґрунтування правильності зробленого висновку слід розглянути також залежність для визначення коефіцієнта різання [146]

$K_{\text{різ}_0} = \sqrt{\frac{a}{R} \cdot \frac{\sigma_{\text{СТ}}}{\text{HV}}}$ , де  $\sigma_{\text{СТ}}$ , HV – відповідно, межа міцності на стиск і твердість (за Віккерсом) оброблюваного металу, Н/м<sup>2</sup>.

Як випливає із залежності (5.127), коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}_0}$  тим більший, чим більші відношення  $a/R$  і  $\sigma_{\text{СТ}}/\text{HV}$ . Оскільки глибина занурення абразивного зерна в матеріал інструмента-полірувальника а більша глибини занурення зерна в оброблюваний метал, то буде виконуватися умова  $K_{\text{різ}_0} < K_{\text{різ}_1}$ . Це відповідає вищенаведеному теоретичному рішення, яке випливає із залежностей (5.125) і (5.126).

Залежність (5.127) також містить відношення  $\sigma_{\text{СТ}}/\text{HV}$ . Чим воно більше, тим більший коефіцієнт різання  $K_{\text{різ}_0}$ . Тому для виконання умови  $K_{\text{різ}_0} < K_{\text{різ}_1}$  необхідно, щоб відношення  $\sigma_{\text{СТ}}/\text{HV}$  для матеріалу інструмента-полірувальника було більшим, ніж для оброблюваного матеріалу.



У табл. 5.21 [67] наведені значення відношення  $\sigma_{\text{час}}/HV$ , яке відповідає відношенню  $\sigma_{\text{ст}}/HV$  для різних металів і сплавів. Як видно, найбільші значення відношення  $\sigma_{\text{час}}/HV$  приймають нікель, армко-залізо, мідь, сира сталь, а найменші значення – твердий сплав ВК8.

Таблиця 5.21

**Значення твердості HV, межі міцності  $\sigma_{\text{час}}$   
і їх відношення  $\sigma_{\text{час}}/HV$  (і  $HV/\sigma_{\text{час}}$ ) для різних металів і сплавів**

Матеріал	$HV \cdot 10, \text{Н/мм}^2$	$\sigma_{\text{час}} \cdot 10, \text{Н/мм}^2$	$\sigma_{\text{час}}/HV$	$HV/\sigma_{\text{час}}$
Нікель	120	65	0,53	1,9
Армко-залізо	120	67	0,53	1,9
Мідь	60	30	0,5	2
Сира сталь В8	190	80	0,43	2,3
Сталь Р12Ф5М	950	290	0,31	3,2
Загартowana сталь В8	690	170	0,25	4
Загартowana сталь ШХ15	740	140	0,19	5,3
Швидкорізальна сталь Р9	830	190	0,23	4,37
Сірий чавун СЧ 18-36	180	23	0,14	7
Цинк	40	4	0,1	10
Твердий сплав ВК8	1500	130	0,09	11,5
Сталь 40Х (з різною температурою відпускання після загартування)	200	63	0,33	2,96
	280	90	0,29	3,46
	350	92	0,3	3,33
	415	93	0,22	4,46
	510	104	0,2	4,94

Таким чином, використовуючи залежність (5.127), можна обґрунтовано підходити до вибору матеріалу інструмента-полірувальника, який забезпечує підвищену міцність утримання шаржованих у ньому абразивних зерен у процесі полірування.

## Висновки до розділу 5

Отримала подальший розвиток математична модель визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки з урахуванням імовірності участі зерен у різанні. Уперше строго математично

доведено, що від бінома Ньютона, яким традиційно описується імовірнісна функція невилученого з оброблюваної поверхні металу, можна перейти до експонентної функції. Це значно спрощує розрахунки та відкриває нові можливості дослідження, аналізу й оптимізації умов абразивної обробки за критерієм найменшої шорсткості поверхні. З'являється можливість з єдиних позицій теоретично аналізувати закономірності формування шорсткості поверхні для різних методів абразивної обробки, включаючи шліфування, доведення, абразивне полірування та ін., і вибору з них найбільш ефективних методів з погляду забезпечення найменшої шорсткості оброблюваної поверхні.

Використовуючи положення теорії ймовірностей, аналітично описані параметри шорсткості поверхні, що утворюється в процесі фінішної абразивної обробки. Показано роль чинника ймовірності участі абразивних зерен у різанні в процесі формоутворення поверхонь у процесі абразивної обробки. Установлено, що для забезпечення приблизно однакової шорсткості поверхні з безладним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні інструмента їх повинно бути як мінімум у чотири рази більше, ніж зі впорядкованим розташуванням зерен. Цим доведено, що врахування ймовірнісного характеру участі абразивних зерен у зніманні металу під час доведення дозволяє досить об'єктивно оцінювати закономірності формування шорсткості оброблюваної поверхні.

Отримано аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості в процесі абразивної обробки поверхонь із вихідною шорсткістю, утвореною на попередніх операціях. Це має велике теоретичне значення під час аналізу процесу абразивного полірування, що припускає зменшення шорсткості оброблюваної поверхні за рахунок видалення вихідної шорсткості у вигляді залишкових мікронерівностей. Показано, що в цьому випадку параметри шорсткості менші, ніж в процесі обробки поверхонь із нульовою вихідною шорсткістю.

Установлено, що під час абразивного полірування з фіксованою швидкістю радіальної подачі зменшити шорсткість поверхні можна лише за рахунок зменшення швидкості радіальної подачі. Однак це призводить до зниження продуктивності обробки. Тому абразивне полірування доцільно здійснювати з фіксованим радіальним зусиллям, оскільки в міру знімання залишкових мікронерівностей на оброблюваній поверхні та переходу до обробки суцільного металу фактична швидкість радіальної подачі буде зменшуватися, а це призведе до зменшення шорсткості

поверхні. Теоретично доведено, що продуктивність обробки в цьому випадку буде залишатися постійною.

Доведено, що в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям питомий тиск у зоні обробки зменшується внаслідок збільшення відносної опорної довжини мікропрофілю оброблюваної вихідної поверхні. У результаті зменшується фактична швидкість радіальної подачі, що, за суттю, відповідає схемі виходжування під час шліфування, яка призначена для зменшення шорсткості поверхні та зниження пружних переміщень у технологічній системі, тобто для підвищення точності обробки. Цим показано, що схема полірування з фіксованим радіальним зусиллям є найбільш оптимальною з погляду забезпечення умов зменшення шорсткості під час обробки поверхонь зі значною вихідною шорсткістю, утвореною на попередніх операціях.

Отримані аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості в процесі абразивного полірування, які поряд з геометричними та кінематичними параметрами містять параметри силової напруженості процесу обробки, включаючи умовне напруження різання та складові сили різання. Це дозволяє, по-перше, аналізувати закономірності формування шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям, по-друге, розрахунковим шляхом визначати в першому наближенні раціональні умови обробки.

Обґрунтовані умови зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям, які полягають в основному в зменшенні питомого тиску в зоні обробки та збільшенні поверхневої концентрації абразивних зерен на робочій поверхні інструмента. Доведено, що в кінематичному аспекті зменшення шорсткості поверхні пов'язане зі зменшенням миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими абразивними зернами до мінімально можливого значення, коли процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного металу.

Аналітично встановлено, що відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$  в процесі абразивного полірування визначається значенням імовірності участі зерен у різанні й у загальному випадку змінюється від нуля до одиниці. Доведено, що зі значенням імовірності участі зерен у різанні, дорівнює 0,2, відношення  $R_a/R_{max} < 0,2$ . Це відповідає практичним даним і свідчить про існування зв'язку між відношенням параметрів шорсткості  $R_a/R_{max}$  й імовірністю участі зерен у різанні.

Отримане теоретичне рішення щодо визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивного полірування з урахуванням зношування абразивних зерен. Установлено значний вплив на величину шорсткості поверхні площадок зношування, які утворюються в процесі обробки на абразивних зернах, що є важливим чинником зменшення шорсткості поверхні. Показано, що отримане рішення справедливе для абразивного полірування як з фіксованою швидкістю радіальної подачі, так і з фіксованим радіальним зусиллям. Наведені чисельні розрахунки параметра шорсткості поверхні  $R_a$  указують на вірогідність отриманого теоретичного рішення. Наведені теоретичні рішення також узгоджуються з відомими розрахунковими й експериментальними даними, отриманими під час оцінювання впливу зношування алмазних зерен круга в процесі шліфування твердосплавних виробів, згідно з якими зі штучним створенням значних площадок на алмазних зернах круга параметри шорсткості оброблюваної поверхні зменшувалися до десяти разів.

Виконано оцінювання впливу зернистості абразивних зерен на параметри шорсткості поверхні. Теоретично встановлено, що зі зменшенням зернистості параметри шорсткості поверхні зменшуються фактично за лінійною залежністю. Показано, що за умови моделювання абразивних зерен у вигляді сфери параметри шорсткості поверхні приймають менші значення порівняно з випадком, коли зерна моделюються у вигляді конуса. Це наближає розрахункові та практичні дані.

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

## **Розділ 6. Теоретичні дослідження шорсткості поверхні та умов її зменшення в процесі абразивної обробки**

### **6.1. Застосування теоретико-ймовірнісного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки**

У попередніх розділах роботи розглянуті питання встановлення взаємозв'язків параметрів шорсткості поверхні з її оптичними характеристиками з метою підвищення світловідбивальної здатності поверхні. Водночас значна увага приділена технологічному забезпеченню умов зменшення відношення параметрів шорсткості  $R_a / R_{max}$  як основного чинника підвищення світловідбивальної здатності поверхні. Однак під час обробки деталей машин і систем постійно виникає проблема забезпечення високих показників шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  у зв'язку з необхідністю забезпечення заданих експлуатаційних характеристик деталей (зносоустійкості та ін.), особливо в процесі виготовлення прецизійних деталей. Шорсткість оброблюваних поверхонь даних деталей формується на фінішних операціях, які здійснюються, як правило, з використанням різних абразивних інструментів (шліфувальних кругів, хонінгувальних головок та ін.) [87]. Як показує практика, найкращі результати досягаються на операціях обробки вільним абразивом (алмазною пастою й алмазним дрібнозернистим порошком). На сьогодні накопичений значний досвід ефективного застосування процесів фінішної абразивної обробки [23]. Разом з тим зростають вимоги до показників шорсткості поверхні під час фінішної абразивної обробки деталей з важкооброблюваних матеріалів, що визначає необхідність пошуку нових технологічних рішень. У зв'язку із цим важливе й актуальне застосування наведених у розділах 2 і 5 результатів теоретичних і експериментальних досліджень для обґрунтування умов зменшення висоти мікронерівностей на оброблюваних поверхнях в процесі фінішної абразивної обробки, тобто параметра шорсткості поверхні  $R_{max}$ . Для цього слід скористатися аналітичною залежністю (2.7) для визначення імовірнісної функції  $\varepsilon(y)$ , яка, за суттю, відповідає класичній відносній опорній довжині мікропрофілю обробленої поверхні,

що є основою для розрахунку параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  (див. рис. 2.2). Оскільки функція  $\varepsilon(y)$  є функцією розподілу, яка асимптотично наближається до значення 1, то встановити параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  можна лише з наперед заданим ступенем точності. Це, безсумнівно, є істотним недоліком теоретико-ймовірнісного підходу до описування шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Іншими словами, користуючись залежністю (2.7), не можна точно визначити параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$ .

З огляду на сказане, за умови  $\varepsilon(y = R_{max}) = \varepsilon_0$  з використанням залежності (2.7), отримане:

$$R_{max} = -\frac{B \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (6.1)$$

де  $\varepsilon_0$  – задане значення ( $\varepsilon_0 < 1$ ).

Вхідна в залежність (6.1) величина  $\ln(1 - \varepsilon_0)$  – негативна, тому параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  – позитивний.

Із залежності (6.1) випливає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  можна головним чином за рахунок збільшення кількості зерен  $n$ , які беруть участь у формуванні шорсткості поверхні. На жаль, у зв'язку з невизначеністю величини  $\ln(1 - \varepsilon_0)$  залежність (6.1) дозволяє лише якісно оцінити параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$ , тому що залежно від значення  $\varepsilon_0$ , він може приймати найрізноманітніші значення в необмежених межах (табл. 6.1).

Таблиця 6.1

**Розрахункові значення  $-\ln(1 - \varepsilon_0)$**

$\varepsilon_0$	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999	0,99999	0,999999
$-\ln(1 - \varepsilon_0)$	1,897	2,3	2,995	4,6	6,907	11,5	13,81

Разом з тим, виходячи з рис. 5.5 і використовуючи залежність (2.7), як показано в п. 5.2, можна точно визначити положення середньої лінії

$y = a$  та параметр шорсткості поверхні  $R_a$ . Ці параметри описуються залежностями (5.17) і (5.18).

Порівняння залежностей (5.17) і (5.18) доводить, що між параметрами  $R_a$  й  $a$  існує простий зв'язок:

$$R_a = 0,734 \cdot a. \quad (6.2)$$

Отже, зменшення параметра  $R_a$  рівносильне зменшенню величини  $a$ , що визначає положення середньої лінії профілю поверхні.

Важливо провести аналіз функції  $\Phi(y)$ , описуваної залежністю (2.7), з використанням отриманих залежностей (5.17) і (5.18):

$$\Phi(y) = e^{-\frac{y}{a}} = e^{-\frac{0,734 \cdot y}{R_a}}. \quad (6.3)$$

Як видно, функція  $\Phi(y)$  цілком однозначно визначається величиною  $a$  та параметром  $R_a$ . Меншим значенням  $R_a$  і  $a$  відповідають менші значення функції  $\Phi(y)$ .

Функція  $\Phi(y)$  визначається за умови  $y = b = R_{\max}$ :

$$\Phi(y = b) = e^{-\frac{0,734 \cdot R_{\max}}{R_a}}, \quad (6.4)$$

де  $R_{\max}$  – максимальна висота мікронерівностей обробленої поверхні, м.

У цьому випадку значення функції  $\Phi(y = b)$  визначаються лише відношенням  $R_{\max}/R_a$ . Водночас параметр  $R_a$ , описуваний залежністю (5.18), фактично не залежить від значень  $\Phi(y = b)$ , оскільки вони менше 0,367 і ними, відповідно до залежності (5.18), можна зневажити. Отже, параметр  $R_a$  не залежить від відношення  $R_{\max}/R_a$ . Для одного значення  $R_{\max}/R_a$  може бути реалізовано багато значень  $R_a$ , оскільки параметри  $R_a$  і  $R_{\max}/R_a$  визначаються на основі незв'язаних між собою залежностей (5.18) і (6.4). Це важливий висновок, який розкриває структуру взаємозв'язків між параметрами шорсткості поверхні.

Отримане теоретичне рішення узгоджується з відомими експериментальними даними. Так, у роботі [130] показано, що висотні параметри

шорсткості поверхні  $R_a$ ,  $R_p$  і  $R_{max}$  мають тісний кореляційний зв'язок, близький до функціонального. Коефіцієнти парної кореляції  $R_a$  і  $R_p$ ,  $R_a$  і  $R_{max}$  для різних методів обробки (алмазно-абразивної, зміцнювальної й обробки лезовим інструментом) перебувають у межах 0,9 – 0,98 [130]. Це означає, що забезпечення у процесі механічної обробки параметра шорсткості поверхні  $R_a$  призводить до автоматичного отримання певних значень  $R_p$  і  $R_{max}$ , які залежать від прийнятого технологічного методу обробки. Таким чином показано, що кожному технологічному методу обробки властиві певні співвідношення  $k_p = R_p/R_a$  і  $k_H = R_{max}/R_a$ . Наприклад, в процесі шліфування деталей із чавуну кругами з електрокорунду й ельбору відносна опорна довжина профілю  $\tau_p$  на рівні середньої лінії  $m - m$  дорівнює  $\tau_{pm} = 0,55$ ;  $k_H = 6,4$ ;  $k_p = 2,15$  за умови  $R_a = 0,26 \dots 1,93$  мкм, тобто одному значенню  $k_H$  відповідає безліч значень  $R_a$ . Це вказує на те, що дані величини за своєю природою різні та визначаються з різних фізичних умов.

Як показано вище, параметр  $R_a$  залежить від форми функції  $\Phi(y)$  та визначається тими параметрами, які впливають на форму функції  $\Phi(y)$ . Відповідно до залежності (5.18), це параметри  $n$ ,  $\gamma$ ,  $B$ . Умови, на основі яких можна визначити відношення  $R_{max}/R_a$ , поки не відомі. Тому слід провести дослідження з їх встановлення.

Спочатку необхідно виконати розрахунок значень функції  $\Phi(y = b)$  за залежністю (6.4) для різних значень  $R_{max}/R_a$  (табл. 6.2).

Таблиця 6.2

### Розрахункові значення функції $\Phi(y = b)$ і $B \cdot \Phi(y = b)$

$R_{max}/R_a$	4	5	6	7	8	9	10
$\Phi(y = b)$	0,053	0,025	0,0122	0,0061	0,003	0,00123	0,00067
$B \cdot \Phi(y = b)$	1,06	0,5	0,244	0,122	0,061	0,024	0,013

Як впливає з табл. 6.2, зі збільшенням відношення  $R_{max}/R_a$  значення  $\Phi(y = b)$  істотно зменшуються – приблизно за геометричною прогресією зі знаменником 0,5. Із цього випливає, що незначна зміна



$R_{\max}/R_a$  (у межах 4 ... 10, тобто в 2,5 рази) призводить до багаторазового (до 100 разів) зменшення значення  $\Phi(y = b)$ . У табл. 6.2 також наведені розрахункові значення величини невилученого шару матеріалу  $B \cdot \Phi(y = b)$  на рівні  $y = b$ , тобто матеріалу, що залишився у вигляді мікронерівностей. У якості вихідних даних під час розрахунку прийняті значення:  $b = 1$  мкм;  $B = 20$  мкм.

Величина  $B \cdot \Phi(y = b)$  змінюється за законом зміни функції  $\Phi(y = b)$ . За умови  $R_{\max}/R_a > 5$  дана величина приймає відносно малі значення. Цим показано, що у зв'язку з імовірнісним характером накладення та перекриття проекцій зерен забезпечити повне знімання оброблюваного матеріалу на рівні  $y = b$  не можна. Завжди буде залишатися шар невилученого матеріалу шириною  $B \cdot \Phi(y = b)$  (рис. 6.1а), тобто зменшити величину  $B \cdot \Phi(y = b)$  до нуля й отримати гострокутну форму максимальної мікронерівності неможливо. Незалежно від кількості зерен  $n$ , які беруть участь у процесі різання, це призведе не до нульового, а до кінцевого значення величини  $B \cdot \Phi(y = b)$ . Отже, максимальна величина мікронерівностей обробленої поверхні  $R_{\max}$ , виходячи з даного геометричного подання, дорівнює величині  $b$ , а змінною величиною у відношенні  $R_{\max}/R_a$  є параметр шорсткості поверхні  $R_a$ , тому що  $R_{\max} = b$ .

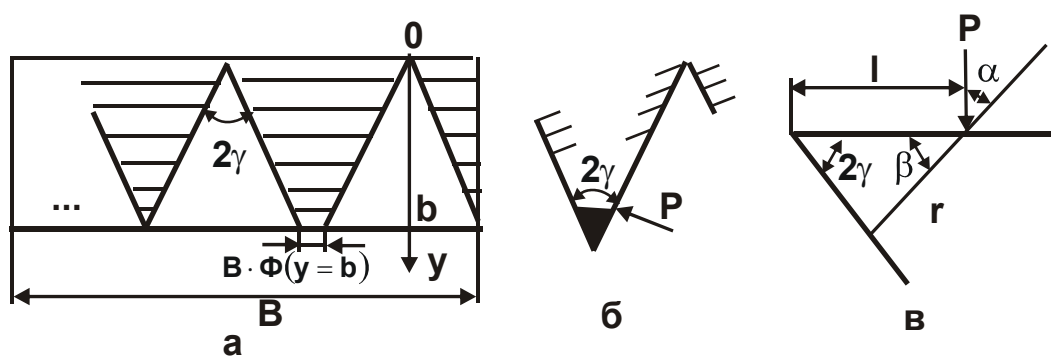


Рис. 6.1. Розрахункові схеми утворення площадки на вершині мікронерівності

У дійсності механізм формування величини  $B \cdot \Phi(y = b)$  і, відповідно, параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$  дещо інший. Як показує практика, у процесі абразивної обробки завжди утворюється повний профіль на обробленій поверхні, тобто функція  $\Phi(y)$  на рівні максимальної мікронерівності дорівнює нулю. Це пов'язане з тим, що під дією механічних наван-

тажень, що виникають у процесі різання абразивними зернами, мікронерівності будуть руйнуватися з утворенням на них згладжених вершин (рис. 6.1б), тобто теоретично неможливо отримати гострокутну форму максимальної мікронерівності. На її вершині буде утворюватися площадка певної довжини, що, звісно, і буде визначати величину  $V \cdot \Phi(y = b)$ .

Таким чином, обґрунтована можливість утворення на обробленій поверхні повного профілю від роботи абразивних зерен у результаті руйнування вершин мікронерівностей і утворення на них площадок. Чим міцніше оброблюваний матеріал, тим, очевидно, меншими будуть площадка на вершині мікронерівності та величина  $V \cdot \Phi(y = b)$ .

Виходячи із цього, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  повинен визначатися з умови міцності мікронерівностей обробленої поверхні та приймати значення  $R_{\max} \leq b$ . Очевидно, цим можна пояснити те, що на практиці (наприклад, під час шліфування) реалізуються значення  $R_{\max}/R_a$ , що змінюються в межах 4 ... 8. Не випадково й те, що відношення  $R_z/R_a$  у технології машинобудування прийнято розглядати дорівнює 4. Оскільки за визначенням параметр  $R_{\max}$  більший параметра  $R_z$ , справедливе  $R_{\max}/R_a \geq 4$ .

З огляду на важливість визначення закономірностей руйнування вершин мікронерівностей оброблюваної поверхні під час доведення, слід провести їх дослідження. Для цього необхідно розглянути розрахункову схему руйнування мікронерівності від дії сили  $P$ , прикладеної на відстані  $l$  від вершини мікронерівності (рис. 6.1б). Можна вважати, що руйнування мікронерівності відбувається шляхом зсуву матеріалу в умовній площині, розташованій під кутом  $\beta$  до напрямку дії сили  $P$  (рис. 6.1в), від дії максимального дотичного напруження:

$$\tau = \frac{P \cdot \cos \alpha}{r}, \quad (6.5)$$

де  $P$  – сила різання, що діє на одиниці ширини мікронерівності, Н/м;

$r$  – довжина площини зсуву, м;

$\alpha = 90^\circ - \beta$ ;

$2\gamma$  – кут у вершини мікронерівності.

Довжина площини зсуву  $r$  визначається за теоремою синусів для косокутного трикутника:

$$\frac{r}{\sin 2\gamma} = \frac{l}{\sin(180^\circ - 2\gamma - \beta)}, \quad (6.6)$$

звідки

$$r = \frac{l \cdot \sin 2\gamma}{\sin(2\gamma + \beta)}. \quad (6.7)$$

Підставлянням залежність (6.7) в (6.5) отримано:

$$\tau = \frac{P \cdot \sin \beta \cdot \sin(2\gamma + \beta)}{l \cdot \sin 2\gamma} = \frac{P \cdot [\cos 2\gamma - \cos(2\gamma + 2\beta)]}{2 \cdot l \cdot \sin 2\gamma}. \quad (6.8)$$

Максимальне дотичне напруження  $\tau$  досягається за умови:

$$\cos 2(\gamma + \beta) = -1, \quad (6.9)$$

звідки

$$\beta = 90^\circ - \gamma. \quad (6.10)$$

За умови  $\gamma = 45^\circ$  екстремальне значення кута  $\beta = 45^\circ$  й утворюється рівнобедрений трикутник з кутом у вершині  $2\gamma = 90^\circ$ . Отже, руйнування мікронерівності відбувається в площині, паралельній площині  $y = b$  (рис. 6.1б). Максимальне дотичне напруження визначається підстановкою залежності (6.10) в залежність (6.8):

$$\tau_{\max} = \frac{0,5 \cdot P \cdot \operatorname{ctg} \gamma}{l}. \quad (6.11)$$

Руйнування матеріалу в площині зсуву відбудеться за умови досягнення максимальним дотичним напруженням межі міцності матеріалу на зсув  $\tau_{\text{зсув}}$ , тобто за умови  $\tau_{\max} = \tau_{\text{зсув}}$ . Підкоряючи цій умові залежність (6.11), визначають відстань  $l$  від вершини мікронерівності до площини зсуву матеріалу:

$$l = \frac{0,5 \cdot P \cdot \operatorname{ctg} \gamma}{\tau_{\text{зсув}}}. \quad (6.12)$$

Як видно, величина  $l$  тим більша, чим менше  $\tau_{зсуб}$  і більші сила  $P$  і кут  $\gamma$ . Отже, більші площадки на вершинах мікронерівностей будуть досягатися в процесі обробки менш міцних матеріалів, які характеризуються відносно невеликими значеннями  $\tau_{зсуб}$ . З іншого боку, зменшення міцності оброблюваного матеріалу викличе зниження сили різання  $P$  і відповідно до залежності (6.12) призведе до зменшення величини  $l$ . Таким чином, величина  $l$  в остаточному підсумку залежить від відношення  $P/\tau_{зсуб}$ : чим воно більше, тим більші величина  $l$  і довжина площадки руйнування вершини мікронерівності. Із цього можна зазначити, що параметр  $R_{max}$  залежить від довжини площадки на вершині максимальної мікронерівності та, відповідно, від марки оброблюваного матеріалу. Отже, і значення  $\Phi(y = b)$  залежать від умов руйнування вершини максимальної мікронерівності та довжини площадки, що утворюється на ній. Тому визначити фактичне значення  $R_{max}$  можна на основі знання  $\Phi(y = b)$  для конкретних умов обробки.

Таким чином показано, що існують два підходи до аналітичного опису закономірностей формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки. Перший підхід полягає в кінематико-геометричному описі профілю поверхні з урахуванням імовірнісного накладення та перекриття проєкцій зерен. У цьому випадку ймовірнісна функція  $\Phi(y)$ , яка описує частку невилученого матеріалу на рівні максимальної мікронерівності, не дорівнює нулю, що не дозволяє однозначно визначити параметр  $R_{max}$ .

Другий підхід полягає в аналітичному описі профілю вершин мікронерівностей від їх руйнування під дією сил, які виникають у процесі різання. У результаті на вершинах мікронерівностей утворюються площадки певної довжини. Тоді імовірнісна функція  $\Phi(y)$  на рівні максимальної мікронерівності та параметр  $R_{max}$  визначаються довжиною площадки. Це приводить у відповідність теорію та практику процесу обробки.

Відповідно до першого підходу, основною характеристикою шорсткості поверхні є відношення  $a/R_a$ , оскільки про параметр  $R_{max}$  можна говорити лише з певним ступенем наближення, тому що значення функції  $\Phi(y)$  на рівні максимальної мікронерівності не може бути визначено. Установити фактичне значення  $R_{max}$  можна лише на основі другого підходу, у тому числі з використанням експериментальних даних. Іншими словами, перший підхід дозволяє встановити відношення  $a/R_a$ , а другий

підхід – відношення  $R_{\max}/R_a$ . У підсумку формується достатньо повне уявлення про структуру шорсткуватого шару обробленої поверхні.

Для більш наочного уявлення про співвідношення висотних параметрів шорсткості поверхні слід розглянути функцію  $\Phi(y)$  у вигляді прямої лінії, як це показано на рис. 6.2а.

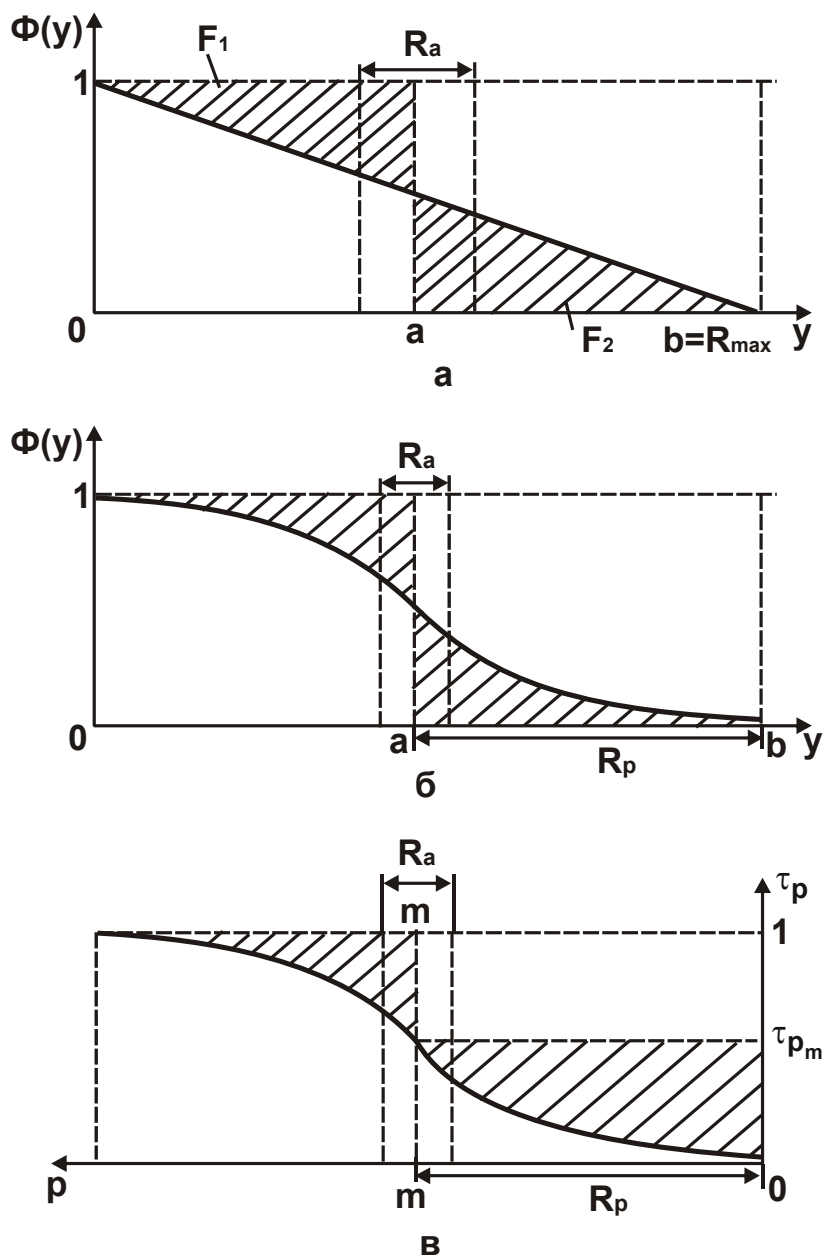


Рис. 6.2. Загальний вигляд функцій  $\Phi(y)$  і  $\tau_p$

Такий вигляд функція  $\Phi(y)$  буде мати місце в процесі доведення рівновіддаленими зернами без урахування їх перекриття. Такий же вигляд функції  $\Phi(y)$  можна отримати під час різання лезовими інструментами (наприклад, точінні), якщо розглядати лише теоретичний профіль без

урахування різного роду відхилень від нього у зв'язку з коливаннями в технологічній системі, окремими руйнуваннями мікронерівностей в процесі обробки та ін. Параметр  $a$  для даної функції  $\Phi(y)$  дорівнює  $a = 0,5 \cdot b = 0,5 \cdot R_{\max}$ ;  $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$ . Отже,  $R_{\max}/R_a = 4$  і  $R_a/a = 0,5$ .

Для функції  $\Phi(y)$ , описуваної залежністю (5.3) і графічно показаної на рис. 5.5, відношення  $R_a/a$ , відповідно до залежності (5.18), дорівнює 0,734. Це свідчить про те, що в останньому випадку більше площа  $F_1 = F_2$ . Очевидно, якщо функція  $\Phi(y)$  буде приймати вигляд, показаний на рис. 6.2б, то відношення  $R_a/a < 0,5$ . Таким чином, вигляд функції  $\Phi(y)$  визначає відношення  $R_a/a$ , яке, як показано вище, змінюється в широких межах.

Функція  $\Phi(y)$  визначає відносну опорну довжину профілю  $\tau_p$ , графічно показану на рис. 6.2в. Координата  $p$  відповідає координаті  $y$  на рис. 6.5б. Параметр  $\tau_{p_m}$  визначає значення відносної опорної довжини профілю  $\tau_p$  на рівні середньої лінії  $m-m$ . Установити параметр  $\tau_{p_m}$  можна з умови  $\tau_{p_m} = \Phi(y = a)$ . Для функції  $\Phi(y)$ , яка визначається залежністю (2.7) з урахуванням залежності (5.17), параметр  $\tau_{p_m} = e^{-1} = 0,367$ . Як видно, у цьому випадку він менший за 0,5, тоді як для функції  $\Phi(y)$ , показаної на рис. 3а, параметр  $\tau_{p_m} = 0,5$ . Для функції  $\Phi(y)$ , показаної на рис. 6.2б, він буде більший за 0,5.

Знаючи величину  $a$ , можна визначити висотний параметр шорсткості поверхні  $R_p$ , який дорівнює відстані від лінії виступів ( $y = b = R_{\max}$ ) до середньої лінії ( $y = a$ ), тобто  $R_p = R_{\max} - a$  (рис. 6.2б). Тоді

$$\frac{R_p}{R_a} = \frac{R_{\max} - a}{R_a} = \frac{R_{\max}}{R_a} - \frac{a}{R_a}. \quad (6.13)$$

Для функції  $\Phi(y)$ , показаної на рис. 6.2а,  $R_{\max}/R_a = 4$ ;  $R_a/a = 0,5$ . Отже, відношення  $a/R_a = 2$  і  $R_p/R_a = 2$ ;  $R_p/a = 1$ . Для функції  $\Phi(y)$ , показаної на рис. 5.5, як установлено вище,  $R_{\max}/R_a = 4 \dots 8$ ;  $R_a/a = 0,734$ . Отже, відношення  $R_p/R_a > 3$ , тобто в цьому випадку  $R_p/R_a$  більше, ніж у попередньому випадку. Відповідно,  $R_p/a > 2,2$ .

Для функції  $\Phi(y)$ , показаної на рис. 3б,  $R_{\max}/R_a = 4 \dots 8$ ;  $R_a/a < 0,5$ . Тоді  $a/R_a > 2$  і відношення  $R_p/R_a < 2 \dots 6$ . Тоді  $R_p/a < 1 \dots 3$ .

У табл. 6.3 наведені значення  $R_a/a$ ,  $R_{\max}/R_a$  і  $R_p/R_a$  для трьох розглянутих випадків. Як видно, другий випадок займає проміжне положення. З переходом від випадку першого до випадку третього відношення  $R_a/a$  однозначно зменшується, а відношення  $R_{\max}/R_a$  проходить точку мінімуму, тому що в другому випадку приймає найменше значення, дорівнене 4.

Таблиця 6.3

### Розрахункові значення відношень $R_a/a$ , $R_{\max}/R_a$ , $R_p/R_a$ і $R_p/a$

Найменування параметрів	Випадок 1-й (рис. 6.1)	Випадок 2-й (рис. 6.3а)	Випадок 3-й (рис. 6.3б)
$R_a/a$	0,734	0,5	< 0,5
$R_{\max}/R_a$	> 4	4	4 ... 8
$R_p/R_a$	> 3	2	< 2 ... 6
$R_p/a$	> 2,2	1	< 1 ... 3

Із цього випливає, що другий випадок є свого роду межею, яка розділяє випадки перший та третій. Порівнюючи встановлені експериментальним або розрахунковим шляхом значення відношень  $R_a/a$ ,  $R_{\max}/R_a$ ,  $R_p/R_a$  і  $R_p/a$  з відповідними значеннями для другого випадку, можна оцінити структуру шорсткуватого шару, що утворюється для конкретного методу обробки.

Таким чином, отримав подальший розвиток теоретико-ймовірнісний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, заснований на врахуванні ймовірнісного характеру участі зерен у різанні. Показано, що все різноманіття умов формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки зводиться до трьох принципових структур шорсткуватого шару оброблюваних поверхонь, обумовлених різними ймовірнісними законами накладення та перекриття проєкцій зерен на оброблювану поверхню. Це дозволило провести класифікацію структур шорсткуватого шару й установити значення параметрів шорсткості поверхні, що відповідають кожній зі структур. Показано, що пов-

ний профіль утворюється в результаті руйнування вершин мікронерівностей від дії механічних навантажень, які виникають у процесі обробки. Тому шорсткість поверхні є результатом як процесу різання, так і результатом процесу механічного руйнування вершин мікронерівностей, що узгоджується із практикою абразивної обробки.

## 6.2. Спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі доведення

Під час обробки абразивними зернами одного розміру з кутом у вершини  $2\gamma$  (рис. 6.3) відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}/R_a = 4$ , а положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні визначається лінією, що розділяє мікропрофіль на дві однакові частини ( $a = 0,5 \cdot R_{\max}$ ) [93]. Відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні  $\varepsilon(y)$  приймає вигляд прямої лінії. Виходячи із цього, зменшити параметр шорсткості  $R_a$  можна зменшенням параметра  $R_{\max}$ , що залежить від кількості зерен  $n$ , які беруть участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні. Чим більше  $n$ , тим менший параметр  $R_{\max}$ . В ідеалі за умови нескінченного збільшення кількості зерен  $n$  можна отримати фактично нульове значення  $R_{\max}$ . Це впливає із залежності для визначення параметра шорсткості поверхні

$$R_{\max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (6.14)$$

отриманої з умови (рис. 6.3а):  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} = B/n$ , де  $B$  – ширина обробки.

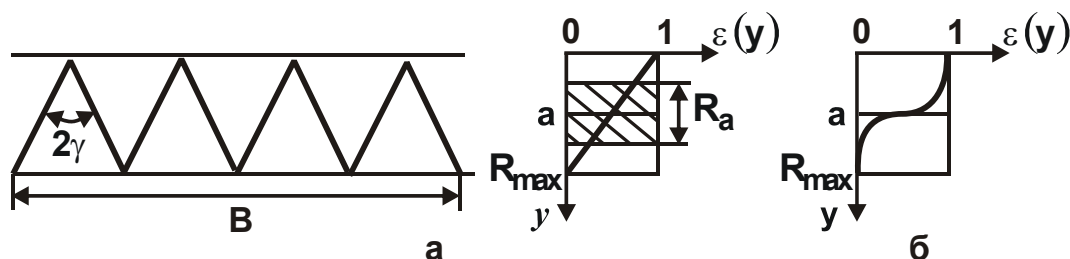


Рис. 6.3. Розрахункова схема параметрів шорсткості поверхні в умовах абразивної обробки (а) і графік функції  $\varepsilon(y)$  (б)



Залежність (6.14) відрізняється від аналогічної залежності (6.1) лише тим, що не містить невизначеної величини  $\ln(1 - \varepsilon_0)$ , яка може змінюватися в необмежених межах (див. табл. 6.1). Отже, застосування теоретико-ймовірнісного підходу не вносить принципових змін в отриману на основі спрощеного кінематичного підходу розрахункову залежність (6.14) для визначення параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ .

Відповідно до залежності (6.14), параметр  $R_{\max}$  приймає найменше із всіх можливих значення, тому що величина  $-\ln(1 - \varepsilon_0)$ , яка входить у залежність (6.1), завжди більша одиниці. Із цього випливає, що нерівномірне розташування вершин зерен уздовж оброблюваної поверхні (яке покладене в основу теоретико-ймовірнісного підходу) призводить до збільшення  $R_{\max}$  порівняно з рівномірним розташуванням вершин зерен, прийнятим у спрощеному кінематичному підході (рис. 6.3а).

Зважаючи на те, що з використанням теоретико-ймовірнісного підходу не можна однозначно визначити параметр  $R_{\max}$ , постає питання розроблення методу його розрахунку для випадку нерівномірного розташування вершин зерен уздовж оброблюваної поверхні.

У роботі [91] наведений спрощений метод розрахунку параметра  $R_{\max}$ , заснований на припущенні, що кожна вершина зерна може приймати довільне положення лише в межах середньої відстані між вершинами зерен. Безсумнівно, дане припущення достатньо умовне, однак воно досить повно відображує закономірності формування шорсткуватого шару поверхні за умови участі в різанні великої кількості зерен. Очевидно, для невеликої кількості зерен дана умова може бути нездійсненною. Однак, зважаючи на те, що в процесі абразивної обробки (особливо під час шліфування внаслідок високої швидкості шліфувального круга) у формуванні шорсткуватого шару поверхні бере участь велика кількість зерен. Таке припущення цілком правомірно, й на його основі може бути виконаний розрахунок параметра  $R_{\max}$ .

На рис. 6.4а показане розташування вершин зерен за умови їх рівномірного розташування уздовж оброблюваної поверхні. У цьому випадку відстань між вершинами зерен дорівнює  $B/n$ . Припускаючи, що в реальних умовах абразивної обробки кожна вершина зерна може приймати довільне положення лише в межах середньої відстані між вершинами зерен, важливо розглянути найбільш несприятливий (найгірший) випадок, коли вершини зерен  $B$  і  $C$  приймають, відповідно, положення вер-

шин зерен A і D (рис. 6.4б). Для даного розташування вершин зерен справедлива умова:  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} = B/n$ , звідки

$$R_{\max} = \frac{3 \cdot B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \quad (6.15)$$

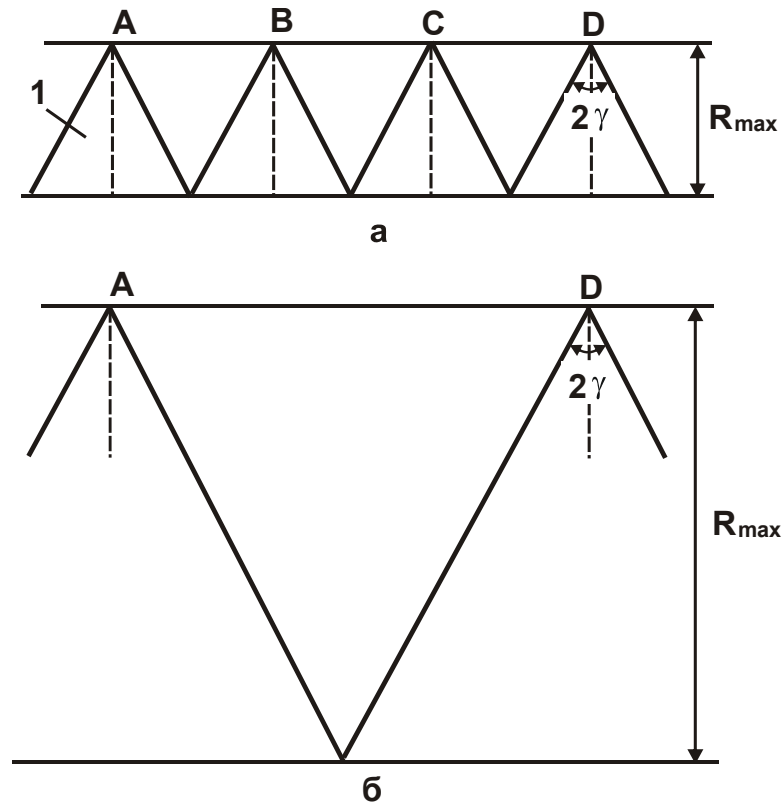


Рис. 6.4. Розрахункові схеми параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$

Умовні позначення: 1 – різальне зерно.

Таким чином, отримана аналітична залежність для визначення параметра  $R_{\max}$ , яка відрізняється від аналогічної залежності (6.14) лише цифровим множником 3, тобто параметр  $R_{\max}$ , розрахований за залежністю (6.15), у три рази більший параметра  $R_{\max}$ , розрахованого за залежністю (6.14).

Порівняння залежності (6.15) з аналогічною залежністю (6.1), отриманою на основі теоретико-ймовірнісного підходу, доводить, що вони ідентичні за умови  $\varepsilon_0 \approx 0,99$  (див. табл. 6.1). Безсумнівно, будь-який інший закон розташування вершин зерен (на відміну від вищеприйнятого) призведе до інших значень  $\varepsilon_0$ . Однак в умовах масової участі зерен у формуванні шорсткуватого шару поверхні під час абразивної обробки

цілком припустимо попереднє припущення, на основі якого отримана аналітична залежність (6.15). Використовуючи отримані залежності (5.18) і (6.15), можна визначити відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a/R_{max}$ , яке, як встановлено розрахунками, дорівнює приблизно 0,25. Це узгоджується з відомими експериментальними даними.

Необхідно відзначити, що проведений аналіз справедливий для конусоподібних різальних зерен. Для інших форм зерен, очевидно, залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  й  $R_{max}$  приймуть інший вигляд, дещо іншим буде відношення  $R_a/R_{max}$ . Однак для спрощеного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні достатньо обмежитися розглядом конусоподібної форми зерен. Таким чином, запропонований новий теоретичний підхід до визначення параметра шорсткості поверхні  $R_{max}$ . Він доповнює описаний у п. 6.1 підхід, заснований на врахуванні міцності мікронерівностей обробленої поверхні.

Слід перетворити залежність (6.14), розглядаючи  $n = n_0 \cdot i$ , де  $n_0 = k \cdot \pi \cdot D_{instr} \cdot B \cdot R_{max} / \bar{X}$  – кількість зерен, розташованих на робочій поверхні інструмента, які беруть участь у різанні;  $k$  – кількість зерен, розташованих на одиниці площі робочої поверхні інструмента (умовна поверхнева концентрація зерен), шт./м<sup>2</sup>;  $\bar{X}$  – розмір зерна (зернистість абразивного або алмазного порошку), м;  $D_{instr}$  – діаметр інструмента, м;  $i = \tau / \tau_1$  – кількість обертань інструмента за час  $\tau$ ;  $\tau_1 = \pi \cdot D_{instr} / V_{instr}$  – час одного обертання інструмента, с;  $V_{instr}$  – швидкість інструмента, м/с. Тоді

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\bar{X}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{instr} \cdot \tau}} \quad (6.16)$$

Із залежності (6.16) випливає, що зменшити параметр шорсткості поверхні  $R_{max}$  можна зменшенням  $\bar{X}$  і збільшенням параметрів  $\gamma$ ,  $k$ ,  $V_{instr}$  і  $\tau$ . Для даної схеми обробки за рахунок збільшення часу  $\tau$  можна зменшити параметр  $R_{max}$  аж до нуля. Однак необхідно виключити переміщення оброблюваної деталі в радіальному напрямку, оскільки у протилежному випадку шорсткість поверхні зі збільшенням  $n$  буде зменшуватися лише до певної величини, після чого буде залишатися незмінною або збільшуватися. Це випливає із залежності (6.16) з урахуванням того,

що час  $\tau$  формування шорсткості поверхні не нескінченний, а обмежений переміщенням оброблюваної деталі за нормаллю до робочої поверхні інструмента на величину  $R_{\max}$ , тобто  $\tau = R_{\max} / S_{\text{рад}}$  (де  $S_{\text{рад}}$  – швидкість радіальної подачі оброблюваної деталі, м/с). Після перетворень залежність (6.16) виразиться:

$$R_{\max} = \sqrt[3]{\frac{\bar{X} \cdot S_{\text{рад}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{інстр}}}} \quad (6.17)$$

Як видно, параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  у цьому випадку визначається режимом обробки, характеристиками інструмента та не залежить від часу  $\tau$ , тобто є обмеженою величиною. Чим менше  $S_{\text{рад}}$ , тим менше  $R_{\max}$ . Отже, досягнення невеликих значень  $R_{\max}$  вимагає зниження продуктивності обробки. У зв'язку із цим ефективно на остаточному етапі обробки (в процесі формування шорсткості поверхні) використовувати схему виходжування, відповідно до якої знімання оброблюваного матеріалу відбувається лише під дією пружно-відновлювальної сили зі зменшеною в часі швидкістю радіальної подачі. Це забезпечить задану шорсткість поверхні без суттєвого зниження продуктивності обробки.

Практика показує, що в реальних умовах обробки відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні  $\varepsilon(y)$  може приймати найрізноманітнішу форму у зв'язку з різними за розмірами й формою зернами, а також у зв'язку з випадковим характером участі зерен у зніманні матеріалу та формуванні шорсткості поверхні. Поява в загальній масі зерен буквально одного зерна, за розмірами та формою відмінного від інших, призводить до зміни вигляду функції  $\varepsilon(y)$ . Присутність у загальній масі зерен певної кількості зерен різних розмірів призводить до істотної зміни вигляду функції  $\varepsilon(y)$ , наприклад показаному на рис. 6.3б.

Як показано в розділі 3, відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max} / R_a$  може змінюватися в широких межах (від 4 до 33), хоча параметр шорсткості  $R_a$  при цьому майже не змінюється, а зміна відношення  $R_{\max} / R_a$  відбувається за рахунок збільшення параметра  $R_{\max}$ . У цих умовах зменшити шорсткість поверхні можна за рахунок зниження розкиду розмірів абразивних зерен і їхньої зернистості на основі застосування нанотехнологій.

Необхідно відзначити, що домогтися зменшення шорсткості поверхні можна обробкою як вільним, так і зв'язаним абразивом. Однак у другому випадку зернистість абразивних зерен більша, тому важко виготовити абразивні інструменти (шліфувальні круги та ін.) малої зернистості. Очевидно, обробка великими зернами призводить до збільшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні. У цьому випадку зменшити шорсткість поверхні можна, наприклад, за рахунок створення на шліфувальному крузі плосковершинних зерен шляхом обточування круга алмазним олівцем [96].

В умовах шліфування за жорсткою схемою абразивним або алмазним кругом із плосковершинними зернами висота мікронерівностей на оброблюваній поверхні може бути зменшена в десять і більше разів. Ефект досягається за рахунок різання плосковершинними зернами, які мають приблизно однакову висоту виступання над рівнем зв'язки. Тоді в різанні може брати участь невелика кількість зерен, тобто формування шорсткості поверхні може відбуватися за один прохід круга, що дозволяє істотно збільшити продуктивність обробки. В умовах обробки вільним абразивом у формуванні шорсткості поверхні повинно брати участь значно більша кількість зерен, що припускає більш низьку продуктивність.

Експериментально встановлено, що найбільший ефект від створення площадок на вершинах різальних зерен досягається шліфуванням алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках. У цьому випадку за рахунок міцного втримання зерен у зв'язці на їхніх вершинах у процесі обточування круга алмазним олівцем утворюються значні за розмірами площадки, що призводить до зменшення висот мікронерівностей на оброблюваній поверхні в процесі шліфування:

$$R_{\max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma} \cdot \left( \frac{B}{n} - a_S \right), \quad (6.18)$$

отриманої з умови:  $n \cdot (2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{\max} + a_S) = B$ , де  $a_S$  – довжина площадки на вершині зерна, м.

Як впливає із залежності (6.18), зі збільшенням  $a_S$  параметр шорсткості поверхні  $R_{\max}$  може зменшуватися аж до нуля (навіть за невеликої кількості зерен  $n$ ). Зменшити параметр  $R_{\max}$  можна також збільшенням кількості зерен  $n$  за рахунок застосування відносно м'яких зв'язок, які забезпечують "утопання" зерен у зв'язку круга під час шліфування та

приблизно одновисотне виступання вершин зерен [98]. До таких зв'язок можна віднести, наприклад, органічні зв'язки, які застосовуються в процесі виготовлення алмазних кругів (рис. 6.5).

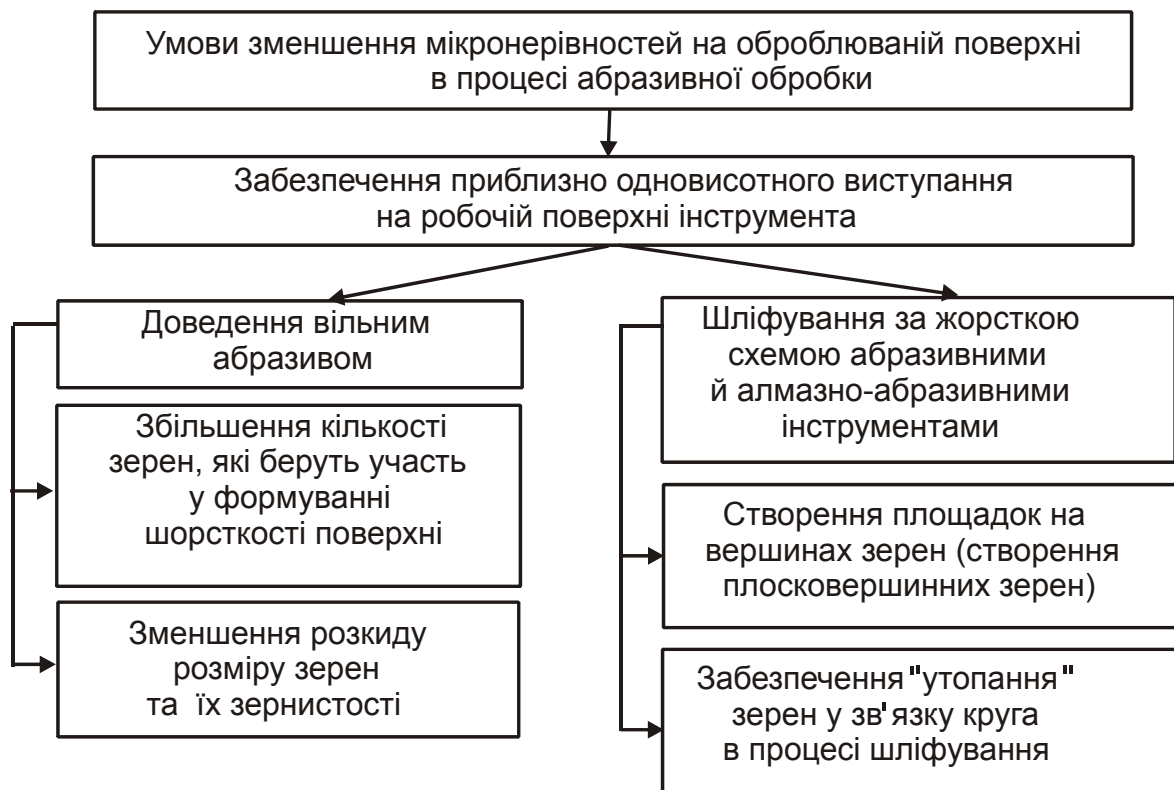


Рис. 6.5. Умови зменшення висоти мікронерівностей на поверхні в процесі абразивної обробки

Безсумнівно, шліфуванням (навіть алмазними кругами із плосковершинними зернами) неможливо забезпечити такі низькі значення шорсткості поверхні, які досягаються доведенням та абразивним поліруванням. Тому важливо провести аналіз технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування.

### 6.3. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування

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 ви-

падку 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 за рахунок переходу від жорсткої схеми обробки (з фіксованою поперечною подачею) до пружної схеми (з фіксованим радіальним зусиллям), оскільки у зв'язку зі зменшенням висоти мікронерівностей фактичної площі контакту зерен з оброблюваним металом відбувається зменшення питомого тиску  $P$  у часі (рис. 6.6), а це призводить до зменшення швидкості знімання металу та шорсткості поверхні. У результаті

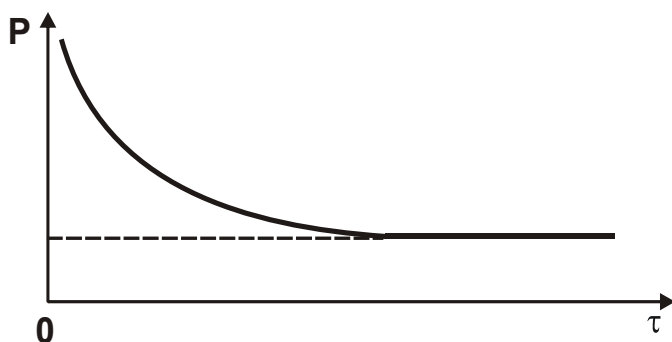


Рис. 6.6. Залежність питомого тиску  $P$  від часу обробки  $\tau$

фактично реалізується схема виходжування, що забезпечує істотне зменшення шорсткості поверхні.

Після знімання мікронерівностей на поверхні відбувається обробка суцільного шару металу з постійним питомим тиском. У цьому випадку швидкість знімання металу та шорсткість поверхні залишаються постійними

в часі. Домогтися істотного зменшення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$  у цих умовах досить складно.

Відповідно до залежності (6.14), чим більше зерен бере участь у процесі формування шорсткості поверхні, тим менші параметри шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$ , 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 з погляду знімання металу, однак він ефективний в умовах згладжування мікронерівностей вихідної поверхні з метою зменшення параметрів шорсткості поверхні  $R_a$  і  $R_{max}$ . Тому в початковий момент обробки абразивним поліруванням, коли необхідно вида-

лити основну частину мікронерівностей з поверхні, слід забезпечити процес різання (стружкоутворення – на рис. 6.6 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 (6.14) справедлива для процесу абразивного полірування з позиції кінематики взаємодії абразивних зерен з оброблюваним матеріалом. Якщо ж розглядати процес абразивного полірування з позиції різання та стружкоутворення, то, очевидно, можна зменшити параметр  $R_{\max}$  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 зниження параметра шорсткості поверхні  $R_{\max}$ . Тобто існує граничне значення  $R_{\max}$ , обумовлене існуванням граничної товщини зрізу [150].

У теорії абразивної обробки склалося достатньо однозначне уявлення про закономірність зміни граничної товщини зрізу  $a_z$  під час мікрорізання одиничним зерном. Установлено, що  $a_z$  залежить головним чином від радіуса округлення різальної кромки зерна  $\rho$ . Так, за експериментальними даними професора М. І. Богомолова [24] граничне значення відношення  $a_z / \rho$  змінюється в діапазоні 0,04 ... 0,08, а за даними професора І. В. Крагельського [79] – 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

$$R_{\max} = 0,085 \cdot D, \quad (6.19)$$

де  $R$ ,  $D$  – радіус і діаметр абразивного зерна, мкм.

У табл. 6.4 наведені розраховані за залежністю (6.19) значення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}$  і  $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$ .

Для порівняння в табл. 6.5 наведені розраховані за залежністю



$$R_{\max} = 0,04 \cdot R = 0,02 \cdot D \quad (6.20)$$

значення параметрів шорсткості поверхні  $R_{\max}$  і  $R_a = 0,25 \cdot R_{\max}$ , які визначають найменшу (мінімально можливу) шорсткість поверхні.

Таблиця 6.4

**Розрахункові значення параметрів  $R_{\max}$  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 6.5

**Розрахункові значення параметрів  $R_{\max}$  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

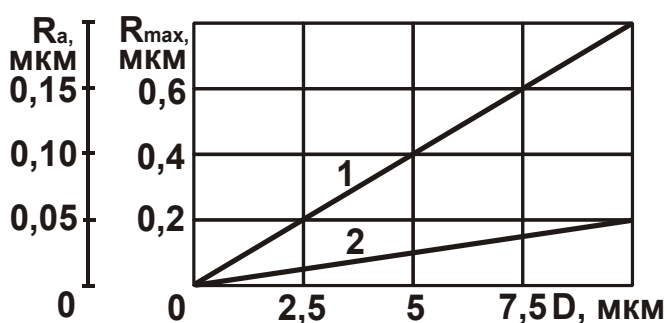


Рис. 6.7. Залежність  $R_{\max}$  від D

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (6.27); 2 – розрахунок за залежністю (6.28).

Як видно, відмінність значень параметрів шорсткості поверхні, наведених у табл. 6.4, 6.5 і на рис. 6.7, 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 К. О. Зворикіна [23] для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу під час різання лезовим інструментом (рис. 6.8):

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (6.21)$$

де  $\gamma$  – позитивний передній кут різального інструменту (різця);

$\psi$  – умовний кут тертя стружки, що сходиться, з передньою поверхнею інструмента ( $\operatorname{tg}\psi = f$  – коефіцієнт тертя).

У фізичному аспекті процес різання (стружкоутворення) здійснений з позитивним кутом  $\beta > 0$ . За умови  $\beta = 0$  процес різання (стружкоутворення) нездійснений, тому що відсутній зсув оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву OA (рис. 6.8). У цьому випадку має

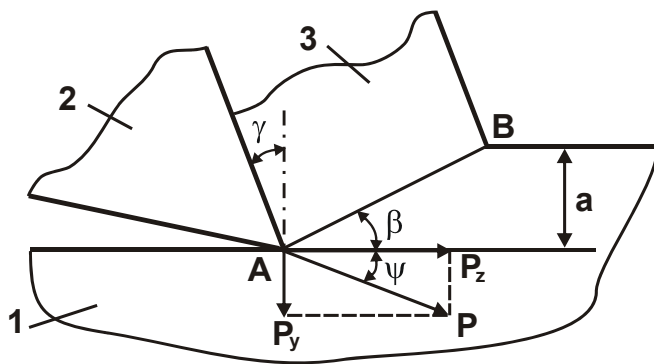


Рис. 6.8. Розрахункова схема параметрів процесу різання

Умовні позначення: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – різець; 3 – стружка.

місце лише процес пружного та пластичного деформування матеріалу без утворення стружки. Отже, виходячи із залежності (6.21), умовою здійснення процесу різання є виконання нерівності

$$\psi - \gamma > 90^{\circ}. \quad (6.22)$$

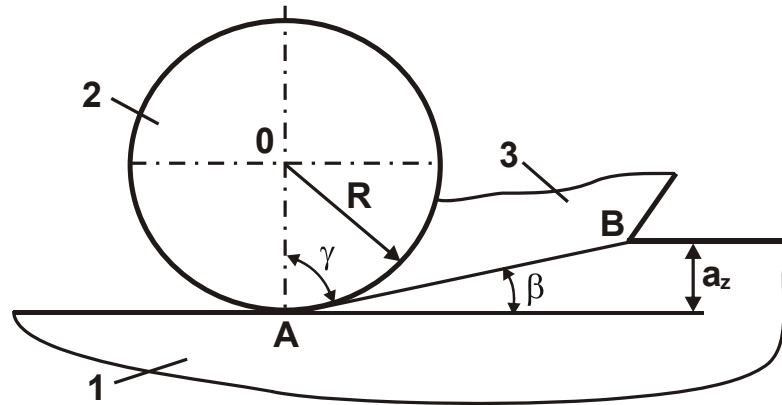
В умовах різання лезовим інструментом кут  $\gamma$  відносно невеликий (позитивний або негативний) і, як правило, менший кута  $\psi$ . Тому в цьому випадку в широких діапазонах зміни кутів  $\gamma$  і  $\psi$  здійснений процес різання, тому що різниця кутів  $(\psi - \gamma)$  є, по-перше, позитивною величиною, а по-друге, відносно невеликою величиною, значно меншою  $90^{\circ}$ .

В умовах абразивної обробки умовний передній кут різального зерна є негативним (рис. 6.9), тоді залежність (6.22) набуває вигляду:

$$\psi + \gamma > 90^{\circ}. \quad (6.23)$$

Кут  $\gamma$  може приймати значення, близькі до  $90^{\circ}$ . У цьому випадку сума кутів  $(\psi + \gamma)$ , очевидно, буде більшою  $90^{\circ}$  і процес різання (стружкоутворення) нездійснений. Отже, для нормального протікання процесу

різання необхідно зменшити кути  $\gamma$  і  $\psi$  за рахунок уникнення значного зношування та затуплення різальних зерен, а також зменшення інтенсивності тертя в зоні обробки шляхом застосування абразивних матеріалів, що характеризуються відносно низьким коефіцієнтом тертя (алмаз, кубічний нітрид бору й інші синтетичні надтверді матеріали).



**Рис. 6.9. Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном**

*Умовні позначення:* 1 – оброблюваний матеріал; 2 – різець; 3 – стружка.

Граничне значення кута  $\gamma$ , коли процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування матеріалу, визначається з умови  $\psi + \gamma = 90^\circ$ , тобто

$$\operatorname{tg}(\psi + \gamma) \rightarrow \infty. \quad (6.24)$$

Із урахуванням відомого тригонометричного відношення

$$\operatorname{tg}(\psi + \gamma) = \frac{\operatorname{tg}\psi + \operatorname{tg}\gamma}{1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma} \quad (6.25)$$

умова (6.24) набуде вигляду:

$$\frac{\operatorname{tg}\psi + \operatorname{tg}\gamma}{1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma} \rightarrow \infty. \quad (6.26)$$

Дана умова виконується у випадку, якщо знаменник дорівнює нулю, тобто

$$(1 - \operatorname{tg}\psi \cdot \operatorname{tg}\gamma) = 0. \quad (6.27)$$

Важливо виразити кут  $\gamma$  (під час мікрорізання одиничним абразивним зерном) через відношення  $a_z/R$ . Для цього слід розглянути розрахункову схему (рис. 6.10а), у якій різальне зерно має форму сфери з радіусом  $R$ . Припускаючи, що кут  $\gamma$  визначається довжиною дуги контакту різального зерна з оброблюваним матеріалом  $AB$ , із трикутника  $\triangle ABC$  впливає:

$$\operatorname{tg}\gamma = \frac{BC}{AC} = \frac{\sqrt{R^2 - (R - a_z)^2}}{a_z} \approx \sqrt{\frac{2R}{a_z}}. \quad (6.28)$$

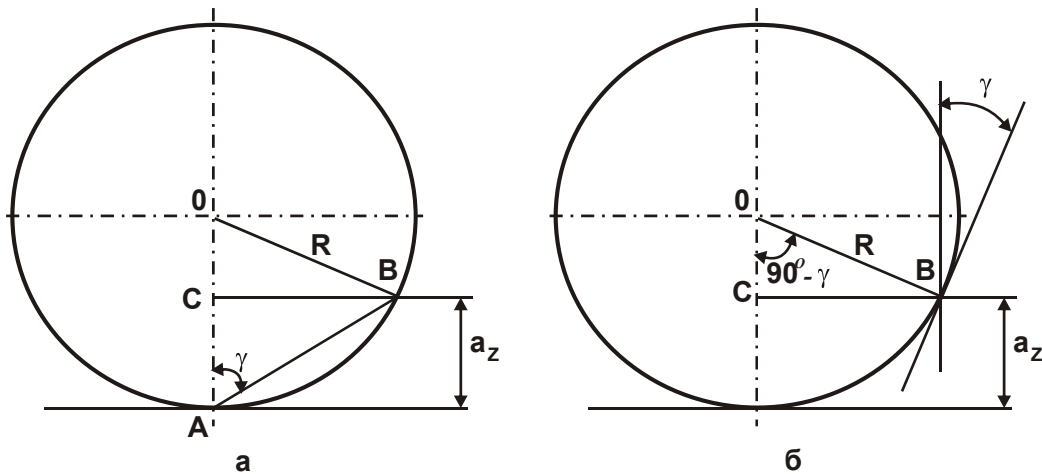


Рис. 6.10. Розрахункові схеми кута  $\gamma$

Підставлянням залежності (6.28) у рівняння (6.27) з урахуванням  $\operatorname{tg}\psi = f$  отримане:

$$\frac{a_z}{R} = 2 \cdot f^2. \quad (6.29)$$

Таким чином встановлено, що відношення  $a_z/R$  цілком однозначно визначається коефіцієнтом тертя  $f$  абразивного зерна з оброблюваним матеріалом: чим більше  $f$ , тим більше відношення  $a_z/R$ . У табл. 6.6 наведені розраховані за залежністю (6.29) значення відношення  $a_z/R$ .

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 вище на основі експериментальних даних професорів М. І. Богомолова й І. В. Крагельського. Коефіцієнт тертя  $f$  абразивних зерен з оброблюваними матеріалами (сталями) змінюється, як правило, у діапазоні 0,15 – 0,3. Це свідчить про вірогідність запропонованої розрахункової схеми. Отже, розкид значень  $a_z/R = 0,04 – 0,17$  обумовлений зміною коефіцієнта тертя  $f$  у межах 0,15 – 0,3, що припустимо для експериментальних досліджень.

Таблиця 6.6

### 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

Необхідно зазначити, що можлива й інша розрахункова схема визначення кута  $\gamma$  (рис. 6.10б). Тут кут  $\gamma$  укладений між вертикальною віссю та лінією, проведеною на дотичній до окружності зерна в точці В. Виходячи з трикутника  $\Delta ВОС$ , отримано:

$$\operatorname{ctg}(90^\circ - \gamma) = \frac{R - a_z}{\sqrt{R^2 - (R - a_z)^2}} \approx \sqrt{\frac{R}{2a_z}}. \quad (6.30)$$

Оскільки  $\operatorname{ctg}(90^\circ - \gamma) = \operatorname{tg}\gamma$ , то:

$$\operatorname{tg}\gamma = \sqrt{\frac{R}{2a_z}}. \quad (6.31)$$

Підстановкою залежності (6.31) у рівняння (6.27) з урахуванням відношення  $\operatorname{tg}\psi = f$  отримано:

$$\frac{a_z}{R} = 0,5 \cdot f^2. \quad (6.32)$$

У результаті отримано залежність, аналогічну залежності (6.29), однак з меншим числовим множником, рівним 0,5. Отже, значення  $a_z/R$ ,

отримані на основі залежності (6.32) і наведені в табл. 6.4, у чотири рази менші значень, розрахованих за залежністю (6.29) і наведених у табл. 6.6.

Таблиця 6.7

### 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

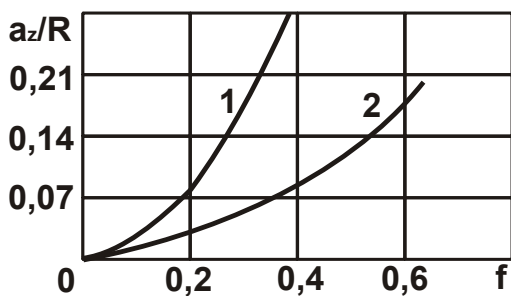


Рис. 6.11. Залежність відношення  $a_z/R$  від  $f$

Умовні позначення: 1 – розрахунок за залежністю (6.29); 2 – розрахунок за залежністю (6.32).

Як випливає з табл. 6.7, значення  $a_z/R = 0,045 - 0,18$  досягаються зі зміною коефіцієнта тертя  $f$  у межах 0,3 – 0,6. Ці значення  $f$  також можуть бути реалізовані під час мікрорізання сталей абразивним зерном. Тому й аналітична залежність (6.32) може бути використана для аналізу закономірностей процесу мікрорізання одиничним зерном. Однак остаточно ухвалити рішення відносно того, яка із двох наведених залежностей – залежність (6.29) або

(6.32) – найбільш об'єктивно відображує фізичну сутність процесу мікрорізання одиничним зерном, можна лише на основі проведення експериментальних досліджень. На рис. 6.11 наведені розраховані за залежностями (6.29) і (6.32) значення  $a_z/R$ , які дають наочне графічне уявлення про характер зміни відношення  $a_z/R$  від коефіцієнта тертя  $f$  для двох вищерозглянутих розрахункових схем кута  $\gamma$  (див. рис. 6.10).

## 6.4. Експериментальне оцінювання отриманих теоретичних рішень

У п. 6.3 наведені експериментальні значення відношення  $a_z/\rho$ , за якими процес різання (стружкоутворення) переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки. Ці значення справедливі для умов мікрорізання одиничним зер-

ном. У зв'язку із цим важливо встановити значення відношення  $a_z / \rho$ , які досягаються в реальних процесах абразивної обробки – під час шліфування, доведення, абразивного полірування та ін., тобто в умовах масового мікрорізання абразивними зернами.

Спочатку слід провести аналіз значень відношення  $a_z / \rho$ , які досягаються в процесі шліфування – основному процесі абразивної обробки. Для цього необхідно виходити з умови, що в процесі шліфування 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 [100]:

$$R_{\max} = a_z \cdot \sqrt[5]{\frac{a_z}{4 \cdot t}}, \quad (6.33)$$

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  $\rho$  дорівнює радіусу зерна  $R = 0,5 \cdot \bar{X}$ , де  $\bar{X}$  – зернистість круга, м. Тоді в процесі шліфування, коли оброблювана деталь подається за нормаллю до круга, відношення  $a_z / R$  дорівнює:

$$\frac{a_z}{R} = 10 \cdot \frac{R_a}{\bar{X}}. \quad (6.34)$$

У випадку, коли припуск знімається під деяким кутом до робочої поверхні, відношення  $a_z / R$  визначається:

$$\frac{a_z}{R} = \frac{10}{\bar{X}} \cdot \sqrt[6]{0,8 \cdot t \cdot R_a^5}. \quad (6.35)$$

У табл. 6.8 наведені 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 виконані за залежністю (6.34), у другому випадку – за залежністю (6.35).

Таблиця 6.8

### 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. 6.9 наведені значення відношення  $a_z / R$  для круглого зовнішнього врізного шліфування твердого сплаву алмазним кругом 1А1300×20×5 АС6 100/80 М1–01 4 після його електроерозійного виправлення (варіант 1) і після притуплення різальних кромки круга алмазним олівцем “Славутич” (варіант 2).

У табл. 6.10 наведені значення  $a_z / R$  для круглого зовнішнього глибинного шліфування покриття ПГ–10Н–01 (HRC 60 ... 62) алмазним кругом на металевій зв'язці М2–01 зернистістю  $\bar{X} = 250/200$  з їх безперервним електроерозійним виправленням.

Таблиця 6.9

### Розрахункові значення $a_z / R$ ( $t = 0,1$ мм)

Варіант 1	Варіант 2
$R_a = 1$ мкм	$R_a = 0,2$ мкм
$a_z / R = 0,233$	$a_z / R = 0,06$

Таблиця 6.10

### 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. 6.11 наведені 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 з безперервним електрохімічним виправленням [141].

Таблица 6.11

### 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. 6.12 наведені 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 з безперервним електрохімічним виправленням [42]. Розрахунки відношення  $a_z/R$  виконані за залежністю (6.34).

Таблица 6.12

### Розрахункові значення $a_z/R$

Щільність струму $i$ , А/мм <sup>2</sup>	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

Аналізуючи наведені в табл. 6.8 – 6.12 значення  $a_z/R$ , можна побачити, 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 з використанням електроерозійного або електрохімічного виправлення ( $a_z/R \geq 0,2$ ).

Наведені дані відрізняються від аналогічних, установлених під час мікрорізання одиничним зерном, згідно з якими процес інтенсивного стружкоутворення починається, якщо  $a_z/R > 0,35$ . Це свідчить про недовикористання різальної здатності зерен у процесі високопродуктивного алмазного шліфування.

З наведених таблиць випливає, 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 різального рельєфу за рахунок застосування ефективних електрофізичних методів виправлення.

У табл. 6.13 наведені розраховані за залежністю (6.34)  $a_z/R$  для різних зернистостей алмазного порошку залежно від необхідної шорсткості обробки в процесі доведення твердих сплавів [137].

Як видно, отримані дані для доведення твердих сплавів (табл. 6.13) 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 проведені експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні в процесі абразивного полірування.

Таблиця 6.13

### 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

На рис. 6.12 наведена залежність параметра шорсткості поверхні  $R_a$  зразків зі сплаву марки 12X18H10T від часу полірування пастами зернистістю M3, M14 і M28. Більша зернистість на першій стадії полірування більш ефективно забезпечує згладжування поверхні (параметр шорсткості поверхні  $R_a$  зменшується більш інтенсивно).

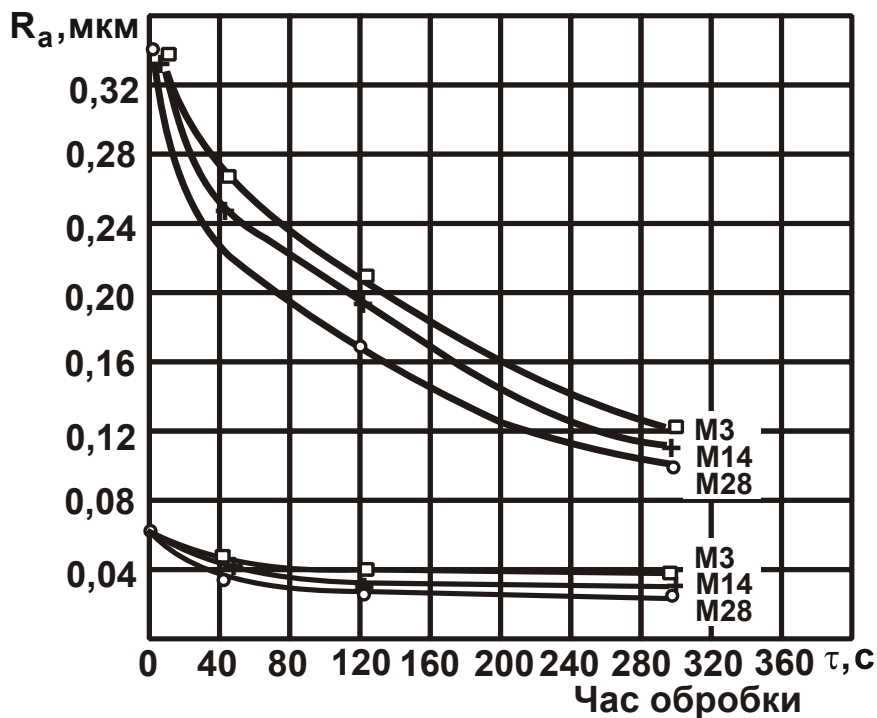


Рис. 6.12. Залежність параметра шорсткості поверхні  $R_a$  від часу полірування

Це пов'язано в першу чергу з більшим контактним тиском на оброблювану поверхню та більш інтенсивним протіканням процесу різання, тому що кількість кромки абразивних зерен, які беруть участь у мікрорізанні, значно більша, ніж в умовах обробки дрібнозернистою пастою, де з відносно значною шорсткістю поверхні превалює перекошування 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 менша, ніж в умовах збільшення різниці розмірів зерен і висоти нерівностей.

З рис. 6.12 випливає, 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 6

Отримав подальший розвиток теоретико-ймовірнісний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, заснований на врахуванні ймовірнісного характеру участі зерен у різанні. Показано, що все різноманіття умов формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки зводиться до трьох принципових структур шорсткуватого шару оброблюваних поверхонь, обумовлених різними ймовірнісними законами накладення та перекриття проекцій зерен на оброблювану поверхню. Це дозволило провести класифікацію структур шорсткуватого шару й установити значення параметрів шорсткості поверхні, що відповідають кожній із структур. Показано, що повний профіль утворюється в результаті руйнування вершин мікронерівностей від дії механічних навантажень, що виникають в умовах обробки. Тому шорсткість поверхні є результатом як процесу різання, так і результатом процесу механічного руйнування вершин мікронерівностей.

Запропоновано спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в умовах доведення абразивними зернами. Показано, що, на відміну від теоретико-ймовірнісного, даний підхід дозволяє аналітично визначити як параметр шорсткості поверхні  $R_a$ , так і параметр  $R_{max}$ . На цій основі сформульовані основні шляхи зменшення висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні в процесі абразивної обробки. Вони полягають в забезпеченні приблизно одновисотного виступання зерен на робочій поверхні інструмента. Для цього застосовується доведення вільним абразивом і шліфування за жорсткою схемою абразивними або алмазно-абразивними інструментами. У першому випадку це досягається збільшенням кількості зерен, що беруть участь у формуванні шорсткості поверхні, і зменшенням розкиду розміру зерен і 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.

Розроблено математичну модель визначення шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування й установлені умови її зменшення. Вони полягають в реалізації граничного значення відношення товщини зрізу до радіуса округлення різальної кромки абразивного зерна, коли процес різання (стружкоутворення) переходить у процес пластичного деформування матеріалу без відділення стружки.

# Розділ 7. Експериментальні дослідження умов зменшення висоти мікронерівностей та підвищення оптичних властивостей оброблюваних поверхонь лазерних дзеркал

## 7.1. Умови технологічного забезпечення експлуатаційних характеристик деталей у процесі абразивного полірування

Технологічні рішення забезпечення поверхонь деталей із світловідбивною та світлорозсіювальною здатністю приймалися з урахуванням контролю параметрів оброблених поверхонь відповідно до наведеної на рис. 7.1 схеми. Дослідження проводились на матеріалах, які працюють в умовах дії світлових потоків Сонця: хромо-нікелеві (36НХТЮ), мідно-берилієві (БрБНТ), алюмінієві (АМг) і титанові сплави (ВТ, ОТ).

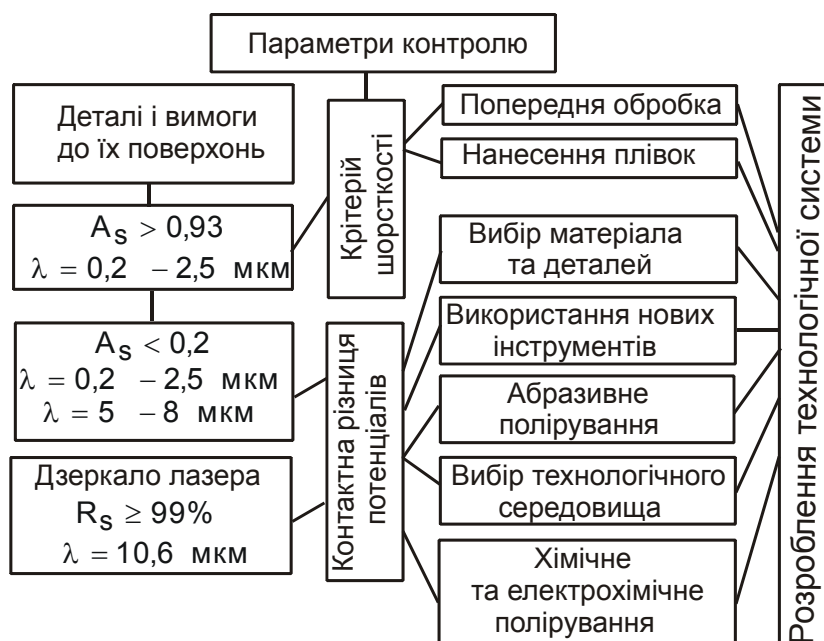


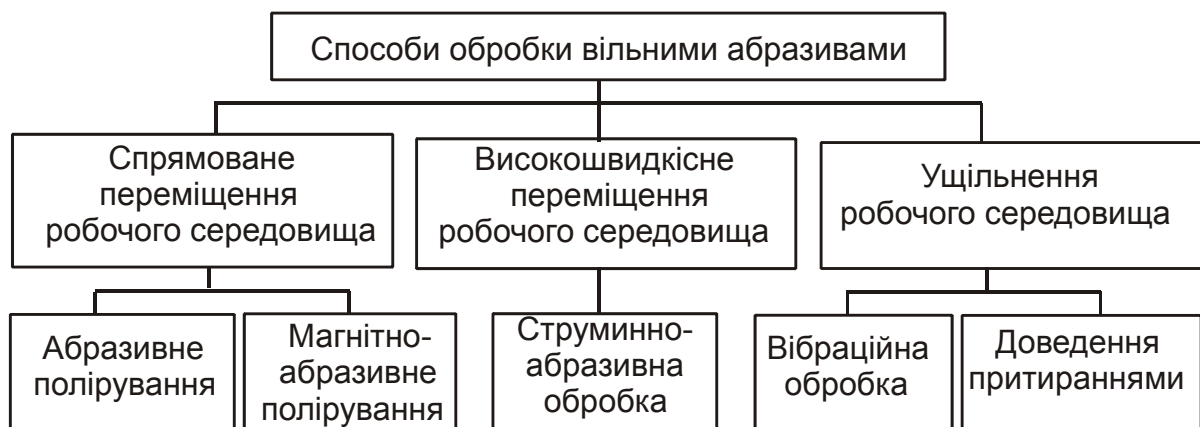
Рис. 7.1. Схема вибору технологічного рішення

Умовні позначення:  $A_s$  – поглинальна здатність;  $R_s$  – світловідбивальна здатність;  $\lambda$  – довжина хвилі.

Роботи [142; 187] присвячені підвищенню експлуатаційних характеристик деталей технологічними методами. Досягненню мінімальної

шорсткості поверхні присвячені роботи І. В. Гребенщикова, П. М. Орлова, А. І. Федотова та ін. Однак лише в деяких роботах звертається увага на необхідність згладжування поверхневого шару деталі з метою підвищення його світловідбивальної здатності. Встановлено, що найбільший ефект згладжування досягається абразивним поліруванням. Водночас на знімання металу та формування поверхневого шару полірованих деталей впливають абразивні матеріали. Чим вища абразивна здатність мікропорошків, тим інтенсивніше знімання матеріалу та вища якість поверхневого шару оброблюваних деталей. Разом з тим підвищені вимоги до показників шорсткості поверхні деталей з оптичними характеристиками визначають необхідність пошуку нових технологічних рішень, пов'язаних з науково обґрунтованим вибором ефективних методів і умов абразивної обробки. Тому даний розділ роботи присвячений питанням технологічного забезпечення згладжування шорсткості поверхні для досягнення достатньо малих значень висотних параметрів шорсткості поверхні деталей у зв'язку з їх оптичними властивостями.

На підставі аналізу робіт в галузі абразивної обробки розроблена класифікація способів обробки вільними абразивами за характером впливу абразивної складової (рис. 7.2).



**Рис. 7.2. Класифікація способів обробки вільними абразивами за характером впливу абразивних зерен**

Способи обробки вільними абразивами розроблені порівняно недавно та недостатньо вивчені порівняно з методами обробки закріпленним абразивом. Водночас нормативи вибору режимів обробки практично відсутні, а практичні рекомендації суперечливі.

Абразивне полірування є найбільш вивченим і широко розповсюдженим способом обробки незакріпленими абразивними зернами. Абра-

живні зерна втримуються інструментом-полірувальником, який забезпечує спрямоване переміщення робочого середовища. Існують рекомендації з вибору матеріалів для полірувальника, абразивних зерен для робочої зони, поверхнево-активних речовин і режимів обробки. Але ці дані не систематизовані та не завжди знаходять використання на практиці. Сутність способу полягає в механічній дії на оброблювану поверхню шаржованих в полірувальник зерен зі застосуванням мікрорізання, подряпання та зерен, що перекочуються, пластично деформуючи поверхневий шар.

Особливе місце серед інструментів-полірувальників займають композиційні полірувальники, а також полірувальники із замші, які зараз знайшли широке застосування для обробки металевих лазерних дзеркал, магнітних дисків, основи мікросхем. Композиційні полірувальники на смоляній основі забезпечують високу якість поверхні під час тривалого полірування абразивними суспензіями, тому що їх поверхневий шар швидко насичується шаржованими частками абразиву та мало зношується; вони легко приймають необхідну форму.

Основні вимоги до полірувальників: висока зносостійкість; оптимальний модуль пружності матеріалу; оптимальна текстура, що забезпечує міцне закріплення абразивних зерен та їх подачу в зону обробки; оптимальна товщина, що забезпечує необхідну форму оброблюваної поверхні й її фізико-хімічні властивості; стійкість до агресивних полірувальних суспензій.

Під час полірування вільним абразивом поверхонь деталей з високою світловідбивальною здатністю застосовують різні полірувальники, наприклад, з технічної вовни, фторопласта, поліхлорвінілу або пекоканіфольної смоли. Основними методами, які забезпечують зниження ефекту шаржування, є застосування смоляних полірувальників і підвищення якості поверхні під час попередньої обробки лезовими інструментами. Для подальшої обробки доцільно використовувати абразивну обробку з фракцією абразиву 5/3 і 3/2.

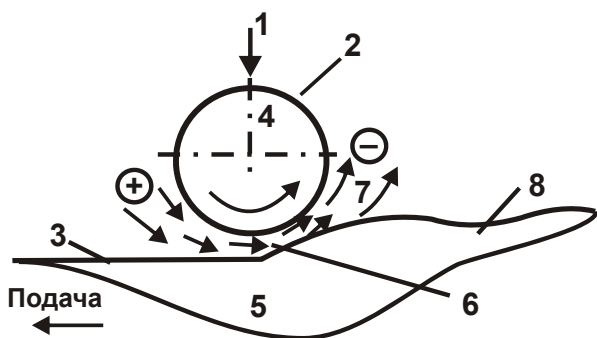
Робота попередньо шаржованими полірувальниками дозволяє зменшити кількість заглиблених у поверхню деталі зерен. Однак цей спосіб обробки характеризується меншою продуктивністю, ніж спосіб обробки вільним абразивом, який дозволяє зменшити шаржування відповідним підбором технологічних режимів полірування (зменшення тиску та вибір характеристик смоляного полірувальника та концентрації абразиву, виготовлення смоли). Зменшити шаржування можна застосуванням “вузькокласифікованих” абразивних порошоків, а також їх овалізацією, тому

що вміст основної фракції в алмазних порошках, які поставляються промисловістю, становить 60 або 35 % здрібненої та 5 % укрупненої частини фракції. Наявність укрупненої фракції призводить до подряпання оброблюваної поверхні, а здрібнювання – до шаржування. Слід зазначити, що фракції алмазного порошку розміром 1 мкм і менше легко агрегуються, що також підвищує можливість збільшення шаржування.

Для підвищення рівномірності абразивних фракцій використовують методи заморожування суспензії після центрифугування та застосування віброщілинних подрібнювачів. Застосування таких подрібнювачів дозволяє отримати вузькі тонкоподрібнені фракції складом від 2/1 до 0,1/0 мкм. Значний ефект можна досягти за рахунок овалізації абразивних порошоків, наприклад термічним або іншим методами [76]. Термічний метод забезпечує вигоряння дрібної фракції, закріплення вузлів в основній фракції та згоряння домішок, які містяться в порошках.

Унікальними властивостями характеризуються абразивні порошки, отримані газодисперсним синтезом. Вони мають наступні переваги над абразивними порошками, які виготовляються промисловістю, а також отриманими іншими методами овалізації:

- 1) мінімальною величиною фракції (близько 0,01 мкм);
- 2) рівномірністю фракції (від 0,07 до 1,04 мкм);



**Рис. 7.3. Схема полірування суспензією на основі ультрадисперсного порошку**

Умовні позначення: 1 – навантаження; 2 – поліуретановий круг; 3 – оброблювана поверхня; 4 – подача за віссю Z; 5 – оброблювана деталь; 6 – водна суспензія на основі ультрадисперсного порошку; 7 – суміш води та часток металу; 8 – поверхня деталі до обробки.

3) сферичною формою абразивних зерен;

4) наявністю окису алюмінію ( $Al_2O_3$ ) до 99,9 %.

Технологія виробництва абразивних порошоків, отриманих газодисперсним синтезом, дозволяє виготовляти їх з відходів промисловості із забезпеченням екологічної чистоти. Крім того одним з методів, що дозволяє уникнути шаржування поверхні, а також зменшити товщину оксидної плівки, є використання полірування за схемою, наведеною на рис. 7.3.

У процесі обробки використовується неабразивна складова у ви-



гляді дистильованої води з наступною концентрацією абразиву: на одну частину абразиву – чотири частини дистильованої води. Додаток поверхнево-активних речовин дозволяє поліпшити характеристики поверхні. У процесі такої обробки злами в кристалічних зонах, які розташовані між дефектами, стають еластичними та можуть зруйнувати ідеальні зв'язки між атомами. Мінімальна ділянка зламу може мати розміри, порівнянні з розміром атома.

Завданням дослідження є реалізація надпрецизійної еластичної емісійної обробки із програмним управлінням, за допомогою якого можна легко виконувати обробку поверхонь довільної форми за допомогою єдиного пристрою.

Обертний поліуретановий круг (див. рис. 7.3) перебуває в середовищі суспензії на деякій відстані від поверхні деталі. Між ними створюється стан рідкого мастила. Наддрібні частки абразиву та металу захоплюються потоком рідини й ударяються в оброблювану поверхню, завдяки чому забезпечується знімання матеріалу. Обробка всієї поверхні відбувається в результаті руху подачі обертового круга.

Для наноабразивної обробки розроблені технологічні середовища на основі ультрадисперсних абразивів оксиду алюмінію (УДА), які виготовляються газодисперсним синтезом (ГДС). Сутність його полягає в синтезі УДА в зоні горіння ламінарного двофазного факела газосуспензій металевих порошоків у кисневмісному газі. Водночас реалізуються можливості системи “метал – кисень” і досягаються високі температури, необхідні для синтезу оксидів металів за рахунок тепловиділення від власних хімічних реакцій. Частки УДА мають сферичну форму діаметром близько 100 нм. Ефект згладжування, який досягається під час обробки абразивною суспензією з наявністю сферичного абразиву, дозволяє зменшити різання-подряпання поверхні та перейти до ефекту мікровикочування, забезпечуючи тим самим висоту шорсткості на рівні 5 – 3 нм. Система числового програмного управління (ЧПУ) дозволяє періодично подавати команду на зупинку подачі (рис. 7.4). Причому час зупинки в кожній точці (X, Y) автоматично змінюється відповідно до необхідної величини знімання матеріалу. Можливі два варіанти зіставлення з еталоном: перший наведений на рис. 7.5, а другий полягає в зіставленні за профілем шорсткості поверхні в координатах X і Y [178]. Знаючи значення умовного центра ваги профілю шорсткості поверхні еталона  $U_{ц.т.2e}$ , його можна зіставити із поточним значенням  $U_{ц.т.1д}$  обробленої поверхні та забезпечити умову:  $(U_{ц.т.1д} - U_{ц.т.2e})_{i-1} > (U_{ц.т.1д} - U_{ц.т.2e})_i \rightarrow 0$ .

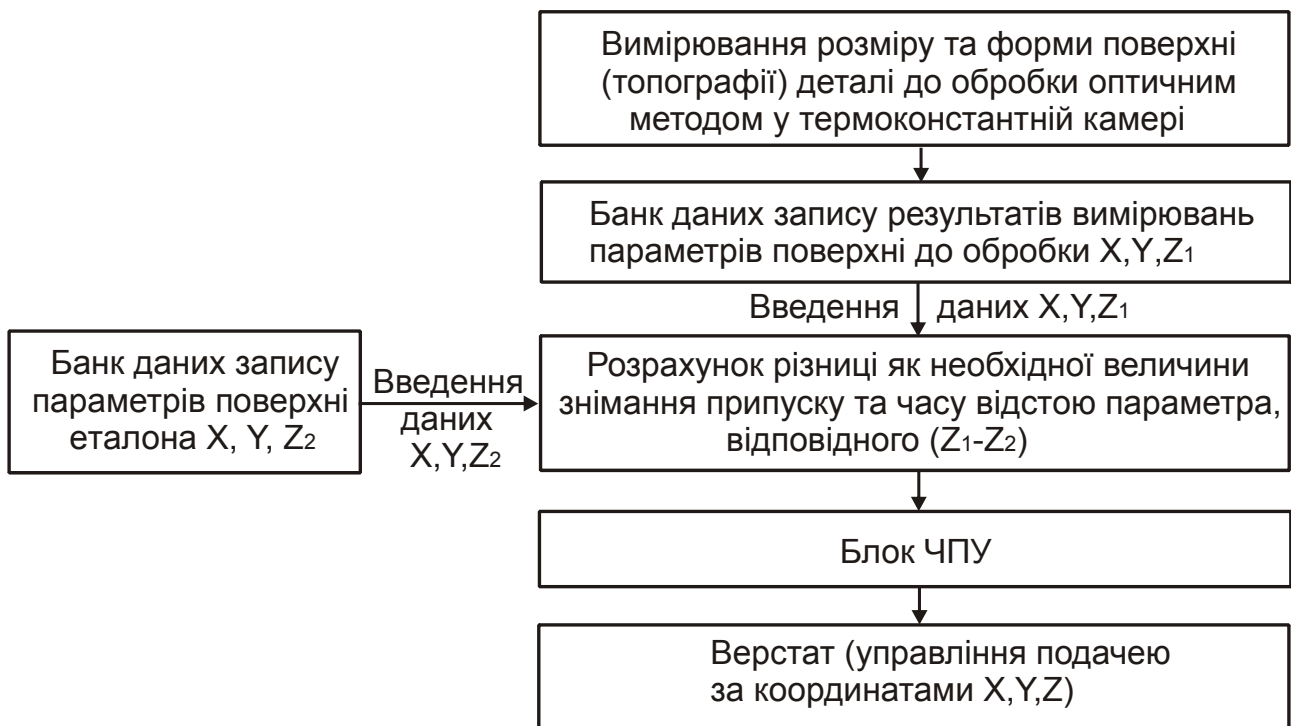


Рис. 7.4. **Схема управління процесом формоутворення поверхневих шарів деталей**

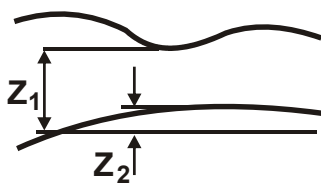


Рис. 7.5. **Схема зіставлення з еталоном**

Під час обробки поверхонь вільні електрони з порушенням кристалічних решіток у граничному шарі виходять на поверхню й утворюють так званий подвійний електричний шар, який і визначає властивості (провідність) верхнього граничного шару. Причому наявність подвійного електричного шару визначає процеси окислювання на поверхні металу, тобто утворення плівок неметалевої про-

відності, від яких і залежать властивості верхнього граничного шару металевої поверхні. Вони можуть бути значно більші за товщиною, ніж висота шорсткості оброблюваної поверхні (рис. 7.6). Ці зміни на поверхні можна кількісно оцінити за допомогою вимірювання роботи виходу електрона, яка визначає величину роботи з переміщення електронів на поверхні металу.

Для встановлення взаємозв'язків в якості геометричних параметрів були обрані регламентовані ДСТ параметри шорсткості обробленої поверхні та запропонований у розділі 2 даної роботи критерій шорсткості  $F$ . В якості параметрів фізико-хімічного стану обробленої поверхні прийняті: структура, фазовий стан, хімічний склад фаз і товщина неметалічної плівки.

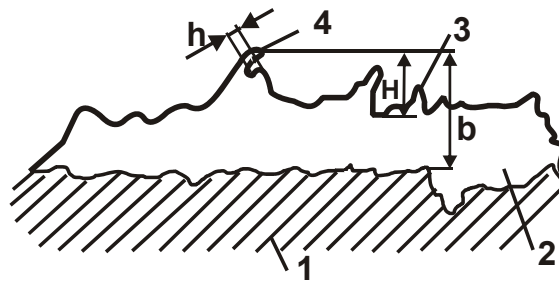


Рис. 7.6. Параметри граничного шару металевої поверхні

Умовні позначення: 1 – деталь; 2 – неметалічна плівка; 3 – мікронерівність; 4 – субмікронерівність;  $h$ ,  $H$  – висоти відповідно мікронерівності та субмікронерівності;  $b$  – середня товщина неметалічної плівки.

Інтегральними параметрами контролю якості обробки прийняті: для геометричних характеристик – критерій шорсткості поверхні  $F$ , для фізико-хімічних – величина роботи виходу електрона (РВЕ). Дослідження показали, що величина РВЕ оцінює будь-яку зміну фізико-хімічного стану в результаті обробки поверхні [178].

## 7.2. Вплив чинників абразивної обробки на фізико-хімічний стан поверхонь оброблюваних деталей

Для формування абразивного інструмента в процесі доведення використовують притири, а в процесі полірування – полірувальники. Шаржування твердих абразивів у притири виконують двома способами: шляхом примусового шаржування та вільним шаржуванням у процесі обробки. Притири виготовляють із металу (чавун, сталь, бронза, мідь, цинк) і неметалевих матеріалів. Вибір матеріалу притира виконують із урахуванням матеріалу оброблюваної деталі та абразиву, характеру операції. Завданнями процесів доведення є забезпечення точності форми та розмірів поверхонь, а полірувальних процесів – мінімізація значень висотних параметрів шорсткості поверхні.

Механізм різання в процесі доведення описаний у роботі С. М. Кедрова [70]. На його думку, під час обробки поверхонь із намазкою притира абразивною сумішшю зерна, які знаходяться між притиром і оброблюваною поверхнею, заглиблюються в обидві поверхні одночасно. Залежно від форми та розмірів зерен під час відносного переміщення поверхонь може відбуватися перекочування зерен або подряпання ними. Це приз-

водить до подряпання або видавлювання ямок в обох поверхнях. У більш м'яких матеріалах процес шаржування зерен більш інтенсивний. Вплив в'язкої рідини в складі абразивної суміші, згідно з роботою [70], перешкоджає закріпленню абразивних зерен на поверхні притира та призводить до гідродинамічного ефекту за рахунок утворення масляних клинів різної товщини. Водночас від в'язкості рідини залежить зважений стан абразивних зерен.

І. В. Гребенщиков [44] запропонував теоретичну модель полірування. Якщо твердість абразиву нижча твердості плівки окислів, що утворюється під впливом кисню повітря, тоді з оброблюваної поверхні видаляється метал тільки у вигляді цієї плівки. Якщо оброблювану поверхню підключити до анода, то швидкість утворення плівок зросте і супутні хімічні процеси позитивно позначаться на ефекті процесу полірування. У зв'язку із цим було поставлене завдання обґрунтувати чинники найбільшого впливу на процес полірування, а також визначити умови зменшення висотних параметрів шорсткості поверхні. Сутність завдання зводиться до визначення умов обробки, які повинні призводити до зниження часу полірування без появи глибоких подряпин, тому що під час згладжування поверхневого шару з'являються дефекти на полірованій поверхні у вигляді глибоких слідів зерен.

Ефект процесу полірування металів визначається рівнем продуктивності обробки, тобто часом досягнення заданих параметрів шорсткості поверхні, а також збереженням точності розмірів і геометричної форми оброблюваних поверхонь деталей. Продуктивність процесу визначає інтенсивність процесу згладжування під час полірування.

Управляти процесом утворення поверхневого шару можна шляхом дії на найбільш значущі чинники, залишаючи поза увагою менш значущі. На підставі досліджень А. І. Каширин [63] рекомендує не враховувати ті технологічні чинники, які впливають на фактичну величину  $H_{\max}$  у межах до 5 %. Вивчаючи процеси доведення, А. І. Ісаєв [63] звертає увагу на особливу групу технологічних чинників, що впливають на шорсткість поверхні. Це величина й однорідність розмірів зерен абразиву, швидкість різання та кількість "доводочних" проходів.

Полірування зі змащуванням полірувальників досліджував С. М. Кедров [70]. Під час дослідження процесів доведення він звернув увагу на пропорційне збільшення знімання металу зі збільшенням тиску притирання. Однак аналізу з впливу тиску притирання на зміну параметрів

шорсткості поверхні було приділено менше уваги. Проведені експерименти [178] показали, що під час полірування тиск полірувальника повинний бути значно нижчим, ніж під час доведення, – не більшим за  $5 \text{ Н/см}^2$ , оскільки розмір абразивних зерен значно впливає на ефект полірування в усіх його різновидах. Для досягнення мінімальних значень висотних параметрів шорсткості поверхні необхідно зменшувати розмір абразивних зерен, забезпечувати однорідність розмірів і форми абразивних зерен, зменшувати кількість зерен основної частини фракції застосовуваної зернистості. Зниження продуктивності процесу полірування може відбуватися через дроблення абразивних зерен, а також збільшення забруднення робочого абразивного середовища диспергованими відходами оброблюваного матеріалу.

Ефективність моделювання процесу абразивної обробки визначається варіантом сполучення теоретичного й експериментального підходів (теоретичний підхід можна використовувати для моделювання, а експериментальний – для визначення коефіцієнтів і деяких характеристик). Сукупний розгляд будови абразивного інструмента і його взаємодії з поверхнею оброблюваної деталі, коли відбувається утворення нових поверхневих шарів у ході їх руйнування та пластичного деформування, дає можливість описати процес обробки як систему з погляду внутрішньої єдності складових її елементів.

Комплекс теоретичних моделей повинен включати інструментальну механічну модель обробки та модель формування фізико-хімічного стану поверхневого шару (рис. 7.7). Складність моделювання полягає у значній кількості способів полірування вільним абразивом і необхідності виконання суперечливих вимог (підвищення продуктивності вимагає застосування більш жорстких режимів обробки, а зменшення дефектів поверхневого шару – пом'якшення режимів обробки).

Обробка вільним абразивом з метою полірування залежно від характеру застосовуваних робочих середовищ і технологічних рідин характеризує механо-хімічний процес [161] знімання дрібних об'ємів металу і його окислів шаржованими абразивами, а також згладжування мікронерівностей шляхом їх пластичного деформування абразивними зернами, що перекочуються. Процес супроводжується послідовним нанесенням на поверхню оброблюваних деталей великої кількості подряпин з їх взаємним накладенням та перетинанням.

Основними чинниками, які необхідно враховувати в процесі моделювання параметрів обробки, є: матеріал, швидкості та траєкторії руху

абразиву, розміри та зернистість абразиву, механічні властивості матеріалу деталі.

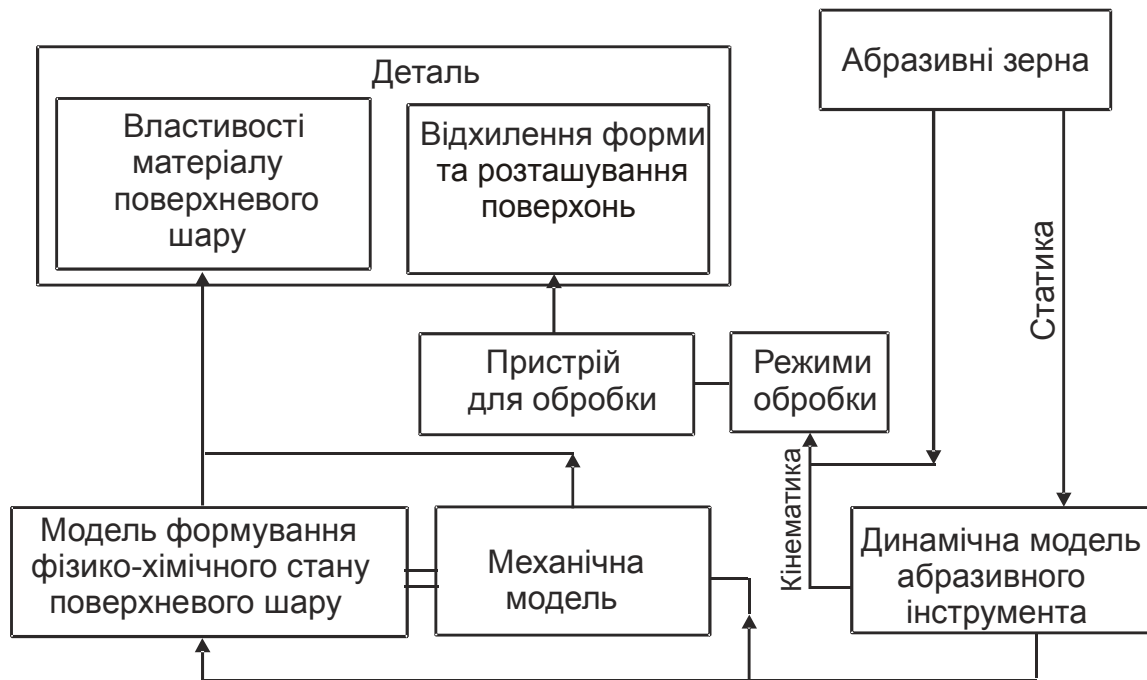


Рис. 7.7. Формування фізико-хімічного стану поверхневого шару в процесі обробки вільним абразивом

Загальною особливістю методів обробки вільними абразивами є те, що різальний інструмент формується безпосередньо в процесі обробки як абразивне середовище з особливими властивостями та певними внутрішніми зв'язками. Форма та розміри абразиву, їх міцність і твердість, мінералогічні особливості будови, схильність до руйнування в момент початкового етапу взаємодії характеризують абразивний інструмент [1]. Складність геометричної форми зерен і їх різальної частини є однією з найважливіших характеристик абразивного інструмента.

Під час обробки зв'язаним абразивом [76] (шліфування) зерна перебувають у контакті з оброблюваною поверхнею певний час. Під час обробки вільним абразивом абразивний елементарний профіль також перебуває в контакті з оброблюваною поверхнею певний час, здійснюючи мікрорізання та мікрвикочування, що підтверджується знімками полірованої поверхні. Коагуляція абразивних зерен може сформувати абразивну гранулу, яка має елементарний профіль у перетині. Зерна цієї гранули, які шаржовані в полірувальник та які виступають найбільше, здійснюють мікрорізання, а зерна, що перекочуються, здійснюють мікрвикочування. Таким чином, під час обробки вільним абразивом, як і під

час обробки зв'язаним абразивом, існує елементарний профіль абразивного конгломерата (зерна перебувають у нестабільній зв'язці).

Якщо умовно виділити шар з товщиною, дорівненою максимально-му розміру абразивного зерна, і спроектувати вершини абразивних зерен на одну із січних площин конгломерату зерен (гранул), то вийде крива, яка обгинає профіль абразивних зерен. Ця крива є елементарним різальним профілем абразивної гранули, параметри якого визначаються величиною та розташуванням абразивних зерен. Очевидно, що за умови одиничної взаємодії гранули з поверхнею деталі з перетином нерівностей оброблюваної поверхні проконтактує кілька шарів товщиною, рівною максимальному розміру абразивного зерна. Водночас елементарні різальні профілі будуть випадковим чином взаємно накладатися, а на поверхні деталі буде копіюватися їх обгинання, яке визначає ефективний різальний профіль абразивної гранули. Профіль шорсткості деталі в поперечному перерізі абразивної подряпини, що копіює ефективний різальний профіль гранули, буде залежати від глибини проникнення  $h_{\max}$  у поверхню деталі, вихідної шорсткості поверхні деталі та параметрів розподілу вершин абразивних зерен за висотою. Обчислення параметрів ефективного різального профілю абразивної гранули дозволить визначити параметри профілю абразивної подряпини за умови одиничної взаємодії.

На шорсткість оброблюваної поверхні впливає й матеріал полірувальника. Проведені експерименти [167] показали, що для мінімізації значень висотних параметрів шорсткості поверхні на фінішних операціях полірування необхідно застосовувати пекоканіфольні полірувальники, які забезпечують параметр шорсткості поверхні на рівні  $R_z \leq 0,025$  мкм.

Процес обробки вільним абразивом металів з безперервною подачею абразивної суміші досліджував Л. В. Худобін [159], який зробив висновки про ефективність збільшення швидкості різання до 20 м/с. Водночас доведено, що зі збільшенням розмірів зерен абразиву шорсткість оброблюваної поверхні погіршується.

Установлено, що ефективність процесу полірування підвищується зі збільшенням окружної швидкості полірувальника до 30 м/с і вище з одночасним зниженням зернистості абразиву [178]. У зв'язку із цим важливо провести аналіз механізму різання–дряпання в процесі обробки металів вільним абразивом.

Як відомо, у процесі обробки відбувається мікродряпання оброблюваної поверхні великою кількістю дрібних абразивних зерен. Механізм

процесу характеризується геометрією абразивних зерен; характером руху зерен у процесі обробки; особливістю процесу різання–дряпання під час полірування, силами, що виникають під час різання–дряпання; впливом вихідного стану поверхневого шару перед обробкою.

Геометрію абразивного зерна оцінюють: за кількістю різальних кутів і виступів; ступенем гладкості поверхні, яку утворюють ці кути та виступи; величиною кутів виступаючих частин зерен; радіусом закруглення кутів і виступів. Абразивні зерна, які застосовуються для полірування металів, мають форму неправильних багатогранників, у них відсутні виступи із точними кристалографічними кутами – мають місце округлені вершини. Це підтверджують дослідження Д. Б. Ваксера [29] й Є. М. Маслова [84 – 86]. Вимірювання кутів Д. Б. Ваксером показало, що вони змінюються в межах  $100 - 130^\circ$ . Значно рідше зустрічаються кути  $60 - 90^\circ$ . Вершини всіх кутів досліджуваних зерен мають закруглення в межах від 6 до 50 мкм. Зі зменшенням розмірів зерен радіуси закруглення зменшуються з меншою інтенсивністю, тобто більш дрібні зерна мають відносно більшу заокругленість граней, більший радіус закруглень виступів зерен. Отже, зі зменшенням розмірів абразивних зерен радіус закруглення їхніх виступів змінюється непропорційно зменшенню розмірів зерен, тобто радіус закруглення зменшується в меншому ступені, ніж розміри зерен. Отже, відносна заокругленість дрібних зерен вища, ніж більших зерен.

Крім геометричних характеристик, іншим важливим чинником є характер руху абразивних зерен у процесі обробки вільним абразивом. У процесі полірування абразивні зерна, утримуючись у полірувальнику, ковзають оброблюваною поверхнею. Водночас частина з них врізується в поверхню деталі, а частина, перекочуючись, здійснює мікропластичне деформування. Ступінь заглиблення зерен в оброблювану поверхню різний. У результаті перекочування та зіткнення зерна зазнають значних напружень, які викликають їх дроблення на велику кількість дрібних частин. Дроблення абразивних зерен під час їхнього руху ускладнює загальний характер руху зерен в процесі полірування.

У процесі полірування металів вільним абразивом зрізуються дуже тонкі шари, які досягають значень, менших мікрометра. Поверхню округлення виступу зерна можна прийняти за частину еліпса, а ступінь гостроти кута можна характеризувати радіусом  $\rho$  округлення частини зерна, що виступає та дряпає матеріал (рис. 7.8). Фактичний передній кут буде визначатися глибиною проникнення зерна в оброблюваний метал. За-



лежно від глибини занурення абразивного зерна величина фактичного переднього кута визначається за формулою:

$$\gamma = \arcsin \frac{(\rho - a)}{\rho}, \quad (7.1)$$

де  $a$  – товщина шару, що знімається, м;

$\rho$  – радіус округлення виступу зерна, що дряпає оброблюваний матеріал, м.

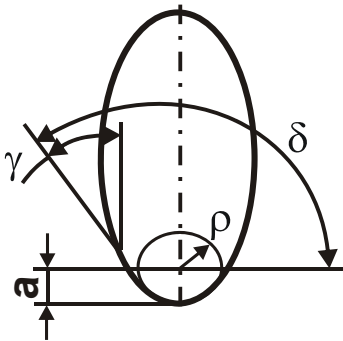


Рис. 7.8. Схема визначення фактичного переднього кута округлення частини зерна

Кут різання–дряпання (рис. 7.8.) визначається залежністю:

$$\delta = \frac{\pi}{2} + \arcsin \frac{(\rho - a)}{\rho}. \quad (7.2)$$

Наступним важливим чинником є сили, що виникають під час різання–дряпання абразивним зерном. Різання–дряпання абразивним зерном є результатом складного впливу сил, що змінюються в процесі обробки зі зміною контактних взаємодій зерна з оброблюваною поверхнею. Зміна форми та повноти виступів зерен, що вступають у контакт, та ступінь фіксації зерна в тілі полірувальника призводить до різної глибини занурення зерна в оброблювану поверхню. Цією глибиною занурення визначаються нормальна  $P_y$  і дотична  $P_z$  до оброблюваної поверхні складові сили різання. Співвідношення складових сили різання в процесі полірування можна визначити, як і в процесі доведення, за залежністю:

$$\frac{P_y}{P_z} = \frac{\sin \gamma - \mu \cos \gamma}{\cos \gamma - \mu \sin \gamma}, \quad (7.3)$$

де  $\gamma$  – фактичний передній кут різання–дряпання;

$\mu$  – коефіцієнт тертя контактних поверхонь абразивного зерна й оброблюваного металу.

Початок здійснення процесів різання–дряпання або зминання металу залежить від співвідношення  $a/\rho$  і фізико-механічних властивостей

оброблюваного металу. Змінання металу може відбуватися за двома схемами: у вигляді одиничного контакту, якщо  $P_{y\max} \rightarrow 0$  і  $P_z \rightarrow 0$ . У першому випадку коефіцієнт тертя контактних поверхонь абразивного зерна й оброблюваного металу прагне до значення  $\operatorname{ctg} \gamma$  (котангенсу фактичного переднього кута). У другому випадку в процесі змінання під час ковзання–вигладжування утворюється профіль подряпини, показаний на рис. 7.9. Зі збільшенням пластичності металу величина бічних виступів зростає й, отже, погіршується якість обробленої поверхні.

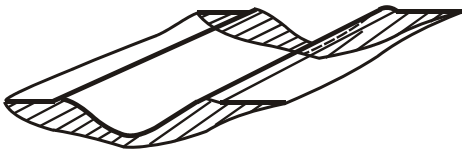


Рис. 7.9. Профіль подряпини

Абразивне зерно залежно від форми може, ковзаючи, вигладжувати та пластично деформувати поверхню металу, а повернувшись виступом з меншим кутом і радіусом виступу, здійснювати мікроподряпання. У першому випадку фактичний кут різання буде досягати  $180^\circ$ , проте різання стає неможливим і відбувається змінання металу.

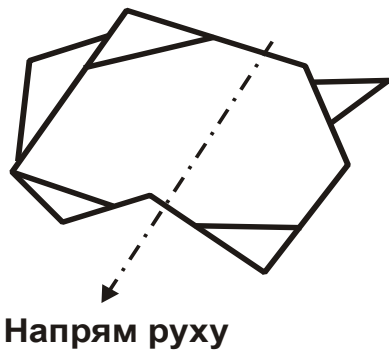
Із залежності (7.3) випливає, що за умови  $P_y \rightarrow 0$  має місце  $\mu \rightarrow 0$ , тобто контактна взаємодія відсутня. За умови  $P_z \rightarrow 0$  має місце  $\mu \rightarrow \operatorname{ctg} \gamma \rightarrow 0$  й  $a \rightarrow 0$ , що призводить до появи вм'ятини – в результаті реалізується перша схема контактної взаємодії.

Відношення складових сили різання  $P_y/P_z$  збільшується зі збільшенням фактичного переднього кута. З досягненням певного максимального значення переднього кута це відношення різко зростає й за умови  $\mu \rightarrow \operatorname{ctg} \gamma$  прагне до нескінченності. У результаті процес різання–дряпання переходить у процес ковзання контактної частини зерна, яка виступає. Тоді нормальна складова сили  $P_y$  призводить до пластичного відтискування металу без зняття стружки.

Аналізуючи рис. 7.1 і залежність (7.3), можна зазначити, що зі зменшенням коефіцієнта тертя значення переднього кута контактної частини зерна, що виступає, зростає з переходом у процес ковзання. Зменшити відношення  $P_y/P_z$  можна за рахунок зменшення коефіцієнта тертя, наприклад, за рахунок застосування технологічних середовищ.

На процес полірування впливає стан поверхні до обробки. Частини абразивного зерна, які виступають, мають зсув відносно напрямку їх руху (рис. 7.10), що забезпечується полірувальником. Під час обробки вини-

кає друга горизонтальна складова сили різання  $P_z$ , яка сприяє зигзагоподібному руху зерен і збільшує ймовірність їх зіткнення й дроблення.



**Рис. 7.10. Схема безладного розташування виступів зерна**

На процес полірування значно впливає розмір абразивних зерен. Кількість абразивних зерен, що перебувають у зоні різання, залежить від їх розміру. Тиск полірувальника на оброблювану поверхню розподіляється на кількість опорних точок, яка залежить від розмірів абразивних зерен. Тому зі зменшенням розмірів абразивних зерен різко зменшується тиск, який діє на кожне зерно. Це призводить до того, що глибина занурення ви-

ступів зерен в оброблюваний метал різко зменшується, а кількість зерен, які перекочуються, збільшується. Фактичний кут різання збільшується, що й призводить до ковзання зерен оброблюваною поверхнею.

У процесі полірування поряд з основною масою абразивних зерен, виступаючі елементи яких утворюють значні негативні кути в процесі подряпання, є окремі зерна з виступаючими частинами, які в процесі подряпання утворюють позитивні передні кути. За даними Д. Б. Ваксера [29], гострі кути становлять 20 – 25 % від їх загальної кількості. Ступінь деформації металу в процесі подряпання такими зернами значно менший. Однак такі зерна більше піддані дробленню в процесі полірування.

У процесі полірування перевагу слід віддавати більш дрібнозернистим абразивним матеріалам, оскільки з їх використанням зменшується питомий тиск, який діє на кожне зерно, що перебуває між полірувальником і оброблюваною поверхнею. Це зменшує ступінь заглиблення абразивних зерен в оброблюваний метал і призводить до збільшення фактичного переднього кута виступу зерна, що дряпає. Відносно великі радіуси закруглення зерен для дрібнозернистих абразивів призводять до збільшення фактичних передніх кутів. Отже, ймовірність перекочування дрібнозернистих абразивів без зрізання стружки значно вища, а знімання металу менше, тобто ефект полірування підвищується.

Наявність у грубозернистої частки фракції окремих крупних зерен знижує якість обробленої поверхні (її шорсткість) через глибокі подряпини, здійснені окремими крупними зернами, для яких нормальна складова сили різання  $P_y$  значно більша, ніж для дрібних зерен. Наявність таких

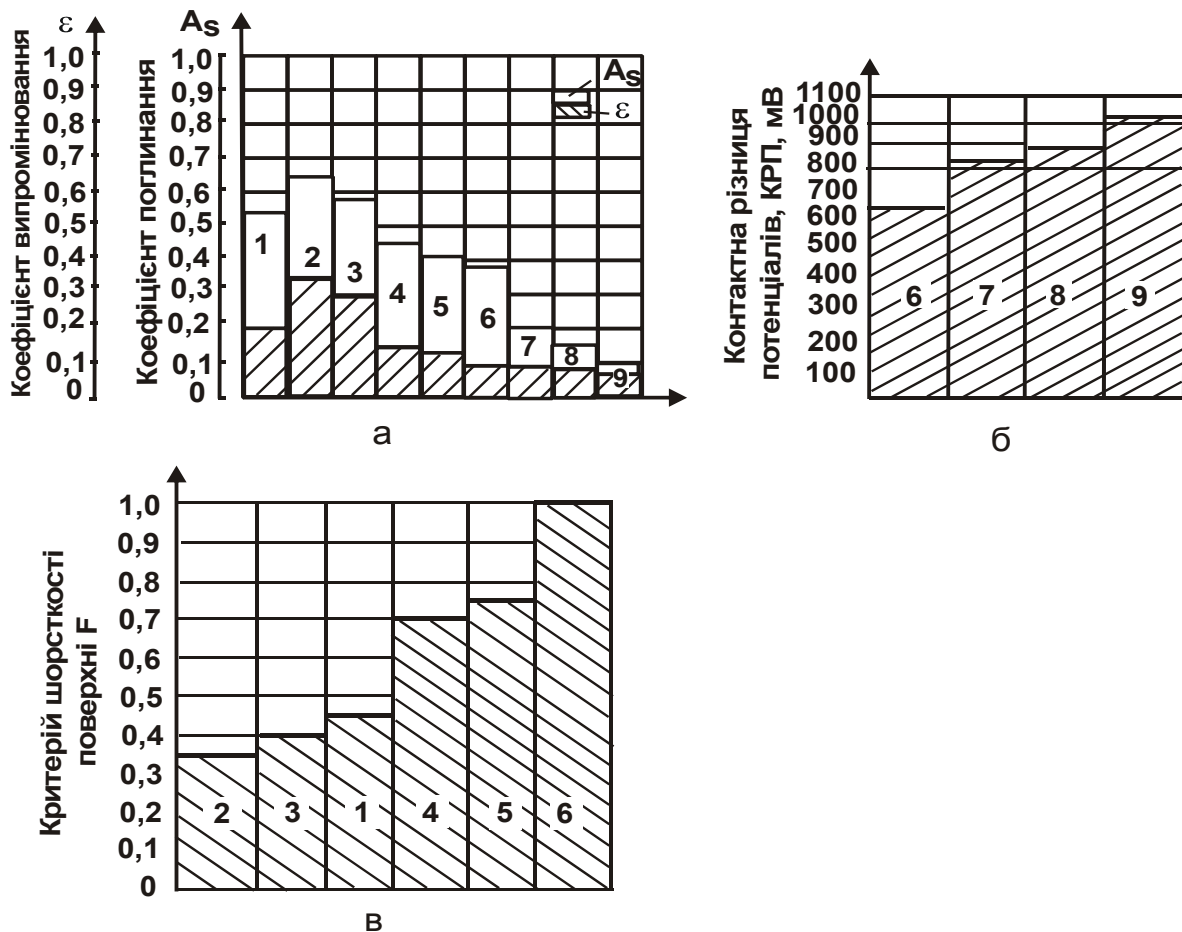
подряпин підтверджується зниженням відношення  $R_a/R_{max}$  полірованих поверхонь [67; 178].

Як встановлено експериментально, час стабілізації висотних параметрів шорсткої поверхні, яка характерна для обраних умов полірування, дорівнює 60 – 90 секунд. Для зниження висотних параметрів шорсткості необхідно здійснити перехід на меншу зернистість абразиву для подальшого полірування. Заміні абразиву передуює ретельне очищення обробленого поверхневого шару від залишків попереднього робочого середовища. Для досягнення ефективного згладжування поверхневого шару деталей необхідно здійснити метрологічне забезпечення контролю якості обробки, виконати вибір відповідного технологічного середовища, розробити систему управління процесом формоутворення поверхонь.

### **7.3. Взаємозв'язок параметрів поверхонь деталей з оптичними характеристиками**

Експлуатаційні властивості деталей, які працюють в умовах дії сонячної радіації, визначаються світловідбивальною та випромінювальною здатністю поверхонь. Наразі проблема управління геометричними характеристиками та фізико-хімічним станом поверхонь у значній мірі вирішена. З'явилася можливість управління процесом формування відхилень форми та розташування поверхонь, їх хвилястості та шорсткості. Однак для нерівностей на поверхні з розмірами, меншими 1 мкм, існує проблема управління процесом їх формоутворення. Труднощі відтворення таких нерівностей виникають з наступних причин: окисли як результат фізико-хімічних явищ на поверхні є порівнянними з нерівностями, які виникають в умовах фінішної обробки, а забруднення, неоднорідності на поверхні вимагають введення додаткових операцій обробки поверхні. Тому необхідно оцінити зміну параметрів поверхні та розробити рекомендації зі забезпечення заданих значень оптичних характеристик поверхонь з максимальним зменшенням висотних параметрів шорсткості поверхні.

Для визначення впливу процесу обробки на зміну критерію шорсткості поверхні  $F$  і роботи виходу електронів (значень контактної різниці потенціалів – КРП) проведені експерименти зі зразками алюмінієвого сплаву АМг6 (рис. 7.11). Режими обробки вибирали з умови забезпечення різних геометричних і фізико-хімічних параметрів поверхонь.



**Рис. 7.11. Характер зміни оптичних характеристик і параметрів поверхні від методів обробки зразків зі сплавом АМг6**

*Умовні позначення:* 1 – прокат; 2 – гідроабразивна обробка; 3 – обробка металевим дробом; 4 – фрезерування твердосплавною фрезою; 5 – фрезерування фрезою із ельбора; 6 – точіння твердосплавним різцем; 7 – полірування алмазне; 8 – вигладжування; 9 – мікроточіння алмазним різцем.

Як показали дослідження геометричних характеристик поверхонь оброблених деталей контактними методами та растрової електронної мікроскопії (рис. 7.12 – 7.14), на попередніх стадіях обробки із застосуванням фрезерування, точіння з використанням традиційних інструментальних матеріалів (сталь Р18, твердий сплав та ін.), гідроабразивної обробки й обробки металевим дробом зміна оптичних характеристик пов'язана зі зміною критерію шорсткості поверхні F. Застосування фінішних методів обробки призводить до утворення поверхонь, для яких величина критерію шорсткості наближається до одиниці, а зміни оптичних характеристик пов'язані зі зміною КРП. Поверхні деталей машин, що мають значення F, близьке до одиниці, слід віднести до високовідбивних або поверхонь, що мають низьку поглинальну здатність.

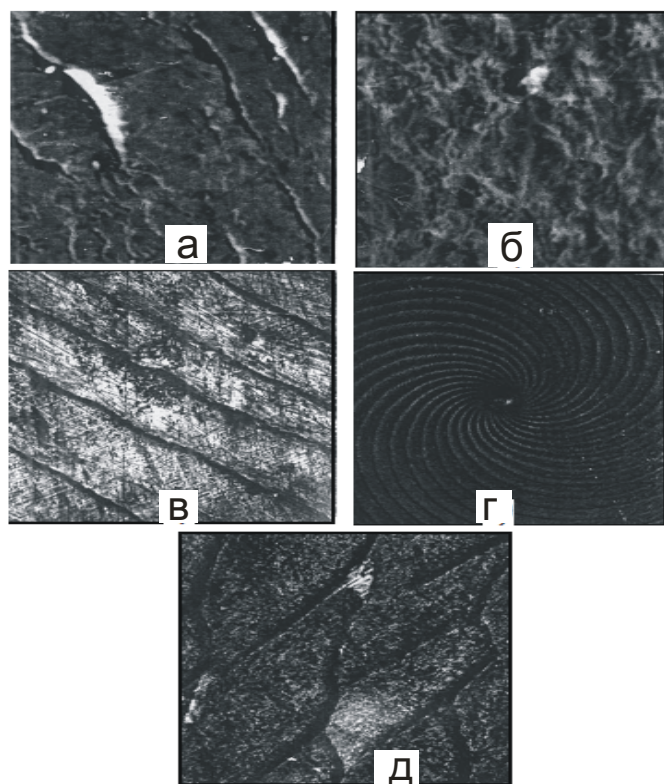


Рис. 7.12. Топологія поверхні зразків зі сплаву АМг6 після різної обробки: а – прокат; б – обробка металевим дробом; в, г, д – рельєф поверхні після поверхневого пластичного деформування (ППД); а, б – електронні знімки ( збільшення  $\times 770$ )

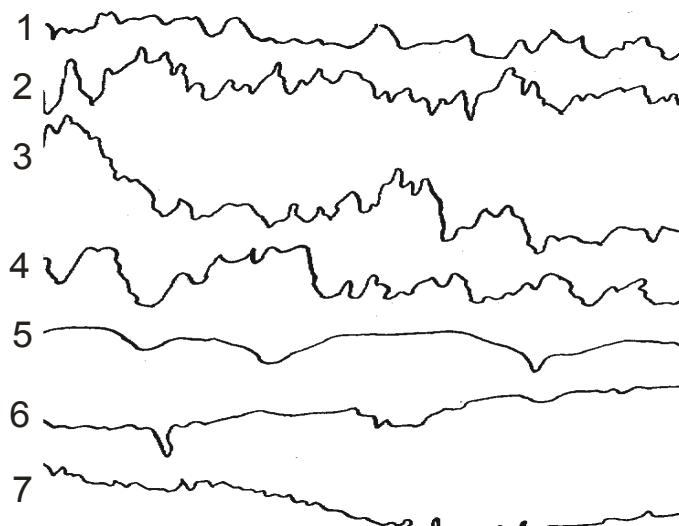
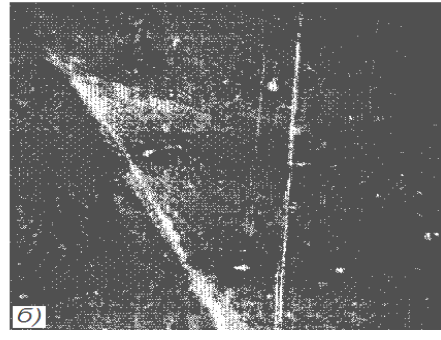
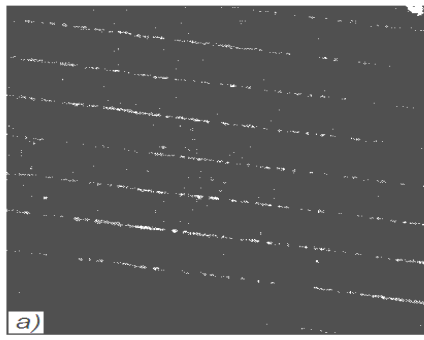


Рис. 7.13. Профілограми поверхні зразків зі сплаву АМг6 різного збільшення: горизонтального (ГЗ) і вертикального (ВЗ)

Умовні позначення: 1 – прокат (ГЗ $\times 200$  і ВЗ $\times 10\ 000$ ); 2 – гідроабразивна обробка (ГЗ  $\times 200$  і ВЗ  $\times 4\ 000$ ); 3 – фрезерування (ГЗ $\times 100$  і ВЗ  $\times 2\ 000$ ); 4 – точіння твердосплавним різцем ( $\times 400$  і  $\times 10\ 000$ ); 5 – полірування ( $\times 200$  і  $\times 10\ 000$ ); 6 – вигладжування ( $\times 200$  і  $\times 10\ 000$ ); 7 – мікроточіння алмазним різцем ( $\times 200$  і  $\times 100\ 000$ ).





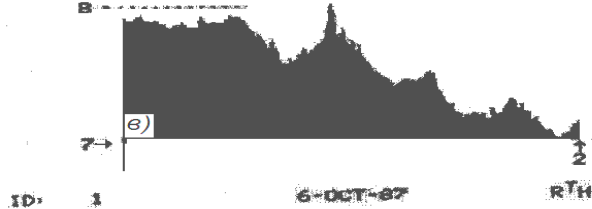
```

F1-ACCEPT
F2-STEP
F3-ZOOM
F5-RESET
SF1-LEVEL---OFF
SF2-RESET LEVEL
SF3-SLICE---OFF
SF4-RESET SLICE
  
```

```

LENGTH 0.300 mm
CUTOFFS 3
HEIGHT 116.97 mm
  
```

CURSOR 1 TO 2



```

F1-ACCEPT
F2-STEP
F3-ZOOM
F5-RESET
SF1-LEVEL---OFF
SF2-RESET LEVEL
SF3-SLICE---OFF
SF4-RESET SLICE
  
```

```

LENGTH 0.400 mm
CUTOFFS 4
HEIGHT 97.00 mm
  
```

CURSOR 1 TO 2

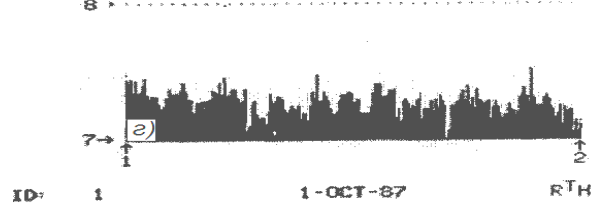


Рис. 7.14. Топологія поверхні зразків зі сплаву АМг6 після алмазного мікроточіння (а, в) й абразивного полірування (б, г)

Умовні позначення: (а, б) – електронні знімки ( $\times 1\,250$ ); (в, г) – профілограми.

Під час полірування поряд із процесом різання відбувається процес пластичного деформування, який призводить до згладжування нерівностей та перетікання металу з виступів у западини. Це змінює форму та напями нерівностей та дозволяє зменшити їх розміри до граничних значень. Як показали електронно-мікроскопічні дослідження, на профілі шорсткості поверхні деталей після гідроабразивної обробки й обробки металевим дробом, як і після шліфування, утворюється субмікрошорсткість, розміри якої порівнянні з довжинами хвиль падаючого випромінювання. На деяких поверхнях зразків вони досягали значень до 0,8 – 0,9 мкм.

Під час гідроабразивної обробки, шліфування й обробки металевим дробом форми та розміри виступів (западин) профілю шорсткості розрізняються залежно від напрямку обмацування. Порядок розмірів нерівностей має більший, ніж під час абразивного полірування, діапазон зміни. Кількість неоднорідностей геометричного характеру, порівнянних з довжинами хвиль падаючого випромінювання, менша під час полірування, що можна пояснити зниженням ефекту мікрорізання та збільшенням зусиль різання. Зміна умов різання в процесі лезової обробки та фрезеру-

вання (відносно полірування) призводить до більшого підвищення висоти нерівностей (крім алмазного точіння). Однак форма та кількість мікронерівностей, порівнянних з довжинами хвиль падаючого випромінювання, змінюються незначно.

Установлено, що згладжування поверхневого шару під час абразивної обробки залежить від величини нормальної складової сили різання. Це підтверджується схемами обробки, застосовуваними в процесі дослідження зміни критерію шорсткості поверхні, відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a / R_{max}$ , коефіцієнта поглинання та значень контактної різниці потенціалів (КРП). Величина критерію шорсткості на фрезерованих поверхнях приймає значення, близькі до 0,9.

Дослідження геометричних характеристик поверхні після обробки методом поверхневого пластичного деформування (ППД) показали, що за малих зусиль вдавлення індентора відбувається згладжування мікронерівностей вихідної поверхні за рахунок деформації вершин виступів – аналогічно обкатуванню; зі збільшенням зусилля утворюється рівний мікрорельєф зі слідами невідгладжених вихідних мікронерівностей на ділянках найбільш глибоких западин. Подальше збільшення зусилля призводить до повного вигладжування вихідних мікронерівностей і утворення повністю нового мікрорельєфу. Його висота, форма та розташування визначаються критерієм шорсткості, величина якого практично дорівнює одиниці. Зміна структури обробленої поверхні, а також поява в поверхневому шарі стискаючих напружень призводить до зменшення кількості неоднорідностей поверхневого шару та збільшення відбивної здатності поверхні після ППД.

Під час віброобкатування, як установлено, можна отримати різний характер мікрорельєфу поверхні деталей з алюмінієвих сплавів, що практично не змінює  $A_s$  і  $\varepsilon$ .

Важливо розглянути варіант механізму утворення поверхонь для металевих виробів з високою відбивною здатністю.

Технологічне забезпечення поверхні лазерних дзеркал з високою відбивною здатністю за умови довжини хвилі 10,6 мкм, а також поверхонь деталей літальних апаратів з довжиною хвиль випромінювання, що падає на поверхню, від 0,2 до 2,5 мкм пов'язано із забезпеченням на них максимальних значень контактної різниці потенціалів (КРП), тобто створюються поверхні із необхідними фізико-хімічними параметрами. Як видно з результатів досліджень (рис. 7.13), максимальних значень КРП мо-



жна досягнути абразивною обробкою (поліруванням, доведенням), лезовою обробкою (точінням інструментами із надтвердих матеріалів, у тому числі природних алмазів), поверхневим пластичним деформуванням. Для забезпечення високої відбивної здатності, крім механічної обробки, можна використовувати електрохімічне або хімічне полірування, які в силу специфіки процесу створюють металеві поверхні зі сприятливою тонкою структурою, що забезпечує максимальні значення КРП.

Сьогодні для отримання високої відбивної здатності лазерних дзеркал, виготовлених із різних матеріалів (мідь, алюміній і його сплави, молібден та ін.), застосовуються традиційні методи обробки різанням: лезова обробка – точіння різцями із природних алмазів і обробка вільним абразивом – полірування (доведення) із застосуванням смоляних полірувальників і технологічних середовищ, що містять алмазні мікропорошки. У зв'язку з цим проведено експериментальні дослідження механізму утворення поверхні з високою відбивною здатністю обробкою різанням на лазерних дзеркалах з міді й алюмінієвих сплавів. Досліджено зміну геометричних параметрів і оптичних характеристик поверхонь після точіння інструментом із природного алмазу та полірування алмазним мікропорошком. Ці методи забезпечували максимальні значення критерію шорсткості поверхні.

Установлено, що після алмазного точіння лазерних дзеркал з алюмінієвого сплаву АМг6 відбивна здатність ( $\lambda = 10,6$  мкм) досягала значення 96,6 %, а після алмазного полірування – 92,6 %. Водночас значення коефіцієнта поглинання були, відповідно, дорівнені 0,1 і 0,2.

Підвищенню відбивної здатності поверхонь після алмазного точіння сприяє сполучення фізико-хімічних властивостей природного алмаза й оброблюваних поверхонь, зниження інтенсивності впливу хімічно-активних речовин. Це призводить до зменшення різного роду неоднорідностей у подвійному електричному шарі поверхні та зменшує величину роботи виходу електронів. На поверхні алюмінієвого зразка величина КРП становить 1 050 – 1 100 мВ, а після полірування із застосуванням алмазних мікропорошків – близько 880 – 900 мВ.

Під час абразивного полірування оброблювана поверхня адсорбує хімічно-активні речовини, які містяться в технологічних середовищах, і кисень повітря, який впливає на розвиток хіміко-механічних явищ, що супроводжують пластичне деформування мікрровиступів поверхні. Процес адсорбції інтенсифікується у ході механічного зняття плівок окислів

з поверхні, що забезпечується відносною зміною контакту полірувальника й оброблюваної поверхні.

У ході вивчення топології поверхонь зразків зі сплаву АмГб після точіння алмазним інструментом і абразивним поліруванням виявлені значні розходження (див. рис. 7.14). На полірованих поверхнях, крім слідів абразивних зерен, є значна кількість дрібних точок – “брижі”, які відсутні на поверхні, обробленої точінням. Наявність “брижів”, очевидно, є результатом взаємодії органічних компонентів полірувальних сумішей, абразивних зерен і оброблюваної поверхні. На поверхні, обробленої точінням, можуть спостерігатися сліди різця глибиною 0,1 – 0,2 мкм і шириною 60 мкм. Водночас схили більш гладкі, менше нерівностей, порівнянних з довжинами хвиль падаючих променів.

Значні розходження стану поверхонь після точіння й полірування підтверджуються рентгенографічними дослідженнями (рис. 7.15).

Після абразивного полірування поверхня деформована менше, ніж після алмазного точіння. Однак хімічна активність алюмінію на повітрі та шаржування поверхні абразивом утворюють субструктуру у вигляді конгломерату окислів металу, осколків абразивних зерен, з'єднань лужних металів. Після алмазного точіння поверхня деформована більше, хімічний склад її також неоднорідний. Однак у зв'язку з відсутністю шаржування поверхні, а також з меншим ступенем її окислювання субструктура поверхні має менше дефектів, а порушення в подвійному електричному шарі та робота виходу електрона мінімальні.

Для визначення гетерогенних речовин та інших домішок, які не належать до основного матеріалу, а утворюються в процесі обробки, поверхні зразків досліджували методами мас- і оже-спектроскопією (див. рис. 7.15). Результати цих досліджень також підтверджують значні розходження в складі поверхневих шарів після точіння та полірування. Установлено, що в обох випадках поверхні зразків покриті складною плівкою хімічних сполук, склад якої залежить від способу й умов обробки. На поверхні зразка, обробленого алмазним різцем, утворюється в основному плівка окислів алюмінію та магнію невеликої товщини. На поверхні зразків після полірування утворюється більш товста, ніж у першому випадку, плівка, до складу якої крім окислів алюмінію та магнію входять різноманітні з'єднання об'ємних домішок матеріалу зразка (лужних металів, їх окисли та ін.). Застосування поверхневого пластичного деформування, як і алмазного точіння, забезпечує утворення поверхні з поліпшеними фізико-хімічними параметрами.

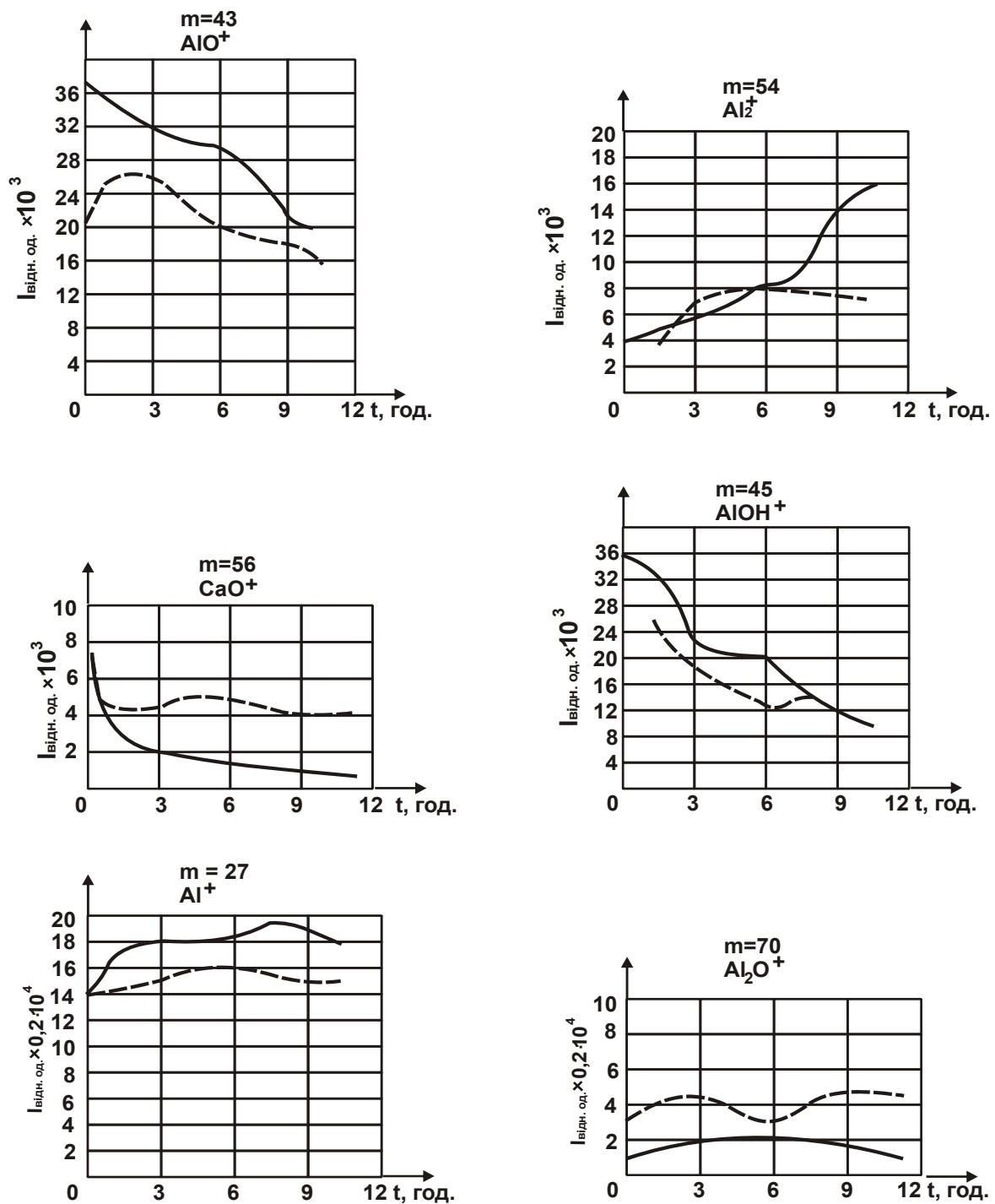


Рис. 7.15. Залежність струму  $I_{\text{відн.од.}}$  вторинних іонів  $\text{Al}^+$ ,  $\text{Al}_2^+$ ,  $\text{Al}_2\text{O}^+$ ,  $\text{AlOH}_2^+$ ,  $\text{CaO}^+$  від часу бомбардування поверхні після різних видів обробки

Умовні позначення: - - - механічне полірування; — алмазне точіння.

На світловідбивальну здатність поверхонь впливає мікрорельєф, який формує шорсткість поверхні зі значенням критерію  $F < 1$ , а для поверхонь зі значенням  $F$ , дорівнює або близьким до одиниці, необхідно

контролювати параметри, що характеризують фізико-хімічний стан, наприклад, оцінювати роботу виходу електронів, тобто контактної різниці потенціалів. Згладжування нерівностей на поверхні можна контролювати відношенням параметрів шорсткості поверхні  $R_a / R_{max}$ .

## 7.4. Оптимізація параметрів абразивного полірування

На сучасному етапі для підвищення ефективності діяльності підприємств необхідно проводити модернізацію, реконструкцію й удосконалювання діючих виробництв. Зниження трудомісткості та собівартості виготовлення деталей та машин, а також підвищення їх якості є найважливішим завданням. Численними дослідженнями встановлено, що визначальну роль у забезпеченні експлуатаційних характеристик деталей відіграє стан поверхневого шару, який остаточно формується на фінішних операціях.

Відомо [8], що ефективність і продуктивність абразивної обробки залежать від технологічного середовища, яке включає полірувальник, абразивну та неабразивну складову технологічної сполуки та матеріал заготовки. Традиційні підходи [8], попри розвинений методологічний апарат, не дозволяють уповні враховувати особливості динаміки процесу полірування поряд зі шліфуванням. Це знижує ефективність прийняття технологічних рішень і робить їх малоприматними для практики. Тому важливо розробити моделі формування значень висотних параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування з урахуванням зернистості абразиву, а також отримати залежності для визначення часу обробки за умови досягнення заданої шорсткості поверхні та найменшої кількості циклів обробки. Для вирішення поставленого завдання слід скористатися отриманою залежністю для визначення швидкості знімання матеріалу  $Q$  від параметрів процесу полірування:

$$Q = k \cdot V^a \cdot c^{b_1} \cdot e^{b_2 c} \cdot p^{d_1} \cdot e^{d_2 p}, \quad (7.4)$$

де  $V$  – швидкість різання, м/с;

$p$  – тиск, кПа;

$c$  – щільність абразивної суспензії, г/мл;

$k, a, b, d$  – коефіцієнти.

У результаті проведених експериментальних досліджень отримані залежності, які характеризують зміну швидкості знімання матеріалу оброблюваної деталі від однієї змінної величини з фіксованими значеннями двох змінних величин.

Швидкість знімання матеріалу залежно від зміни швидкості різання:

$$Q(V) = 2,39 \cdot 10^{-2} \cdot V^{1,15} \quad (\text{якщо } c = 2 \cdot 10^{-2} \text{ г/мол; } p = 12 \cdot 10^2 \text{ кПа}). \quad (7.5)$$

Швидкість знімання матеріалу залежно від зміни тиску:

$$Q(p) = 0,68 \cdot 10^4 \cdot p^{-3,38} \cdot e^{0,0173p} \quad (\text{якщо } V = 0,2 \text{ м/с; } c = 2 \cdot 10^{-2} \text{ г/мол}). \quad (7.6)$$

Швидкість знімання матеріалу залежно від зміни концентрації суспензії:

$$Q(c) = 1,14 \cdot 10^8 \cdot c^{5,64} \cdot e^{1,46c} \quad (\text{для } V = 0,2 \text{ м/с; } p = 12 \cdot 10^2 \text{ кПа}). \quad (7.7)$$

На рис. 7.16 зображені експериментальні та розрахункові точки, отримані за формулами (7.5) – (7.7). Неузгодженість розрахункових і експериментальних значень знімання матеріалу становить не більше 3 %.

Для згладжування поверхневого шару оброблюваних деталей необхідно встановити мінімальну кількість переходів між технологічними циклами для отримання мінімальних значень висотних параметрів шорсткості поверхні. Можна прийняти, що наприкінці першого циклу обробки формується поверхня, шорсткість якої  $R_1$ , а висотний параметр вихідної до обробки шорсткості  $R_0$ . Виконавши  $N$  циклів, можна отримати  $N$  поверхонь із проміжними значеннями висотних параметрів шорсткості  $R_i$ , відповідно до різних переходів. Кількість переходів і проміжна величина шорсткості поверхні залежать від фізико-хімічних властивостей поверхні, її форми, часу обробки, властивостей та зернистості абразивного матеріалу.

Для абразивного полірування можна прийняти, що максимальна глибина занурення зерна дорівнює діаметру абразивної частки або максимальному її розміру. У цьому випадку висотні параметри шорсткості поверхні та швидкість знімання матеріалу на кожному переході пропорційні розмірам абразивних часток:

$$R_{z_i} = \beta \cdot D_i ; \quad Q_i = \alpha \cdot D_i, \quad (7.8)$$

де  $D_i$  – діаметр абразивних часток на  $i$ -му переході ( $i = 1, 2, \dots, N - 1$ );

$\alpha, \beta$  – коефіцієнти пропорційності, які визначаються емпіричним шляхом і постійні для даного процесу обробки.

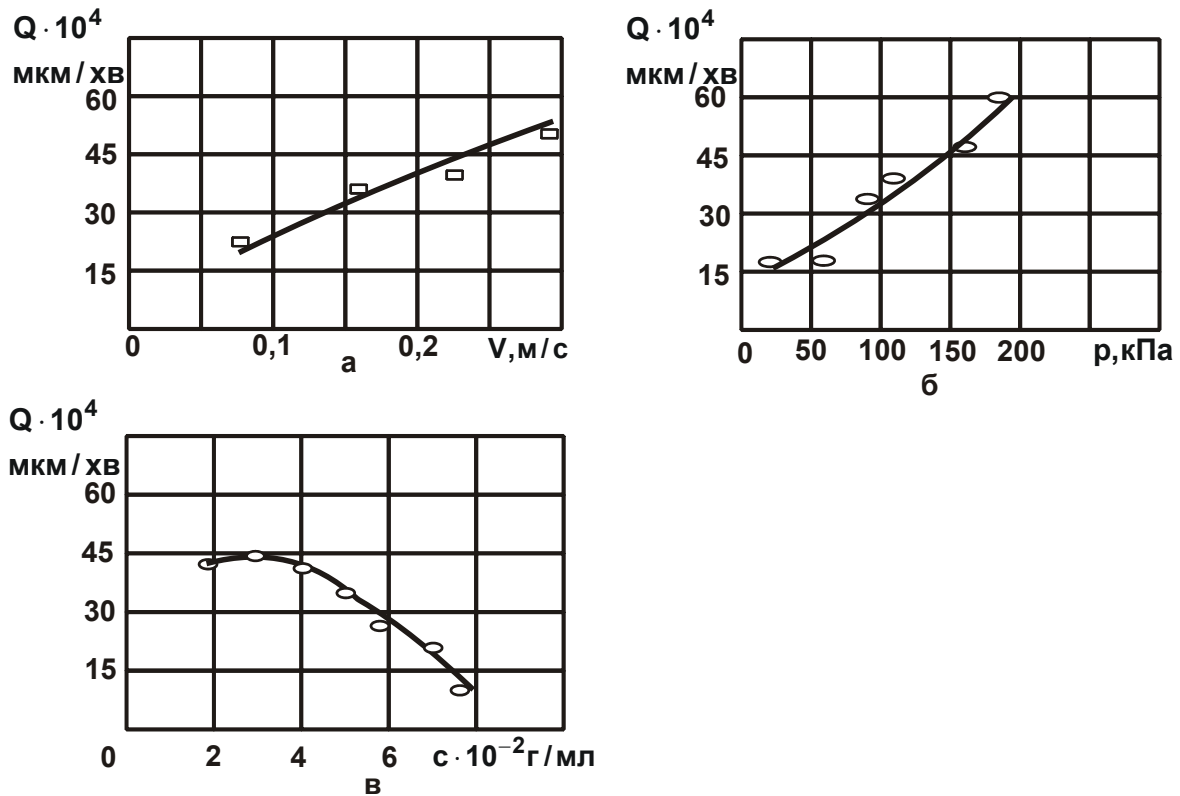


Рис. 7.16. Залежність швидкості знімання матеріалу  $Q$  від технологічних параметрів процесу абразивної обробки: а – лінійної швидкості  $V$ ; б – тиску  $p$ ; в – щільності суспензії  $c$

Із залежностей (7.8) випливає:

$$Q = \frac{\alpha}{\beta} \cdot R_{z_i}. \quad (7.9)$$

У табл. 7.1 наведені значення величини швидкості полірування та шорсткості поверхні, отримані під час обробки деталей з міді різними фракціями алмазних мікропорошків протягом однієї години.

Припуск  $h$ , що відповідає глибині дефектного шару, визначається:

$$h_i = k \cdot R_{z_{i+1}}, \quad (7.10)$$

де  $k$  – коефіцієнт пропорційності, який визначає кількість матеріалу, що видаляється за час  $t_i$ ;

$$t_i = \frac{F_i}{Q_i} = \gamma \cdot \frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}}, \quad (7.11)$$

де  $\gamma = \frac{k \cdot \beta}{\alpha}$ , якщо  $i = 1, 2, \dots, N$ .

Таблиця 7.1

### Результати абразивного полірування

Шорсткість поверхні після фрезерної обробки $R_z$ , мкм	Фракції алмазних мікропорошків, АСМ	Швидкість полірування $Q \cdot 10^3$ , мкм/хв	Шорсткість після полірування $R_z$ , мкм
0,32	5/3	5,325	0,032
0,32	3/2	3,225	0,05
0,32	1/0	1,35	0,020

Сумарний час обробки всіх циклів дорівнює:

$$T_i = \sum_{i=1}^N t_i = \gamma \cdot \sum_{i=1}^N \frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}}. \quad (7.12)$$

Для оптимізації процесу за критерієм мінімуму сумарного часу обробки (7.11) необхідно визначити оптимальні значення проміжної шорсткості поверхонь  $R_{z_i}$  ( $i = 1, 2, \dots, N - 1$ ):  $R_{z_i} = R_{z_{i-1}} = R_{z_{i+1}}$ .

За умови  $i = 1, 2, \dots, N - 1$  отримано:

$$\frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}} = \frac{R_{z_i}}{R_{z_{i+1}}}. \quad (7.13)$$

З урахуванням залежності (7.12) із рівняння (7.11) випливає, що в оптимальному процесі обробки час переходів однаковий, тобто  $t_i = t$ . Це справедливо для обробки поверхонь деталей з однаковим значенням

висотних параметрів шорсткості вихідної поверхні. Однак це не підтверджується для деталей із різною вихідною шорсткістю поверхні, тому що зі зменшенням вихідної шорсткості поверхні час обробки різко зменшується. Це підтверджують і результати експерименту (див. рис. 6.12).

Із аналізу наведених залежностей можна зазначити, що:

час стабілізації процесу формування висотного параметра шорсткості поверхні мало залежить від зернистості абразиву (від M3 до M28);

час стабілізації процесу формування висотного параметра шорсткості поверхні істотно зменшується зі зменшенням висотного параметра вихідної шорсткості поверхні до обробки. Зі зменшенням вихідного параметра шорсткості поверхні  $R_a$  у 5,23 разів (від 0,34 мкм до 0,065 мкм) час стабілізації  $R_a$  обробленої поверхні зменшується в 8 разів (від 320 с до 40 с). Таким чином, у згладжуванні поверхневого шару деталі час циклу наступної фінішної операції зменшується інтенсивніше, ніж знижується висотний параметр вихідної шорсткості до обробки;

для кожної зернистості абразивного матеріалу існує межа стабілізації значень висотного параметра шорсткості поверхні, що важливо під час визначення послідовності використання робочих середовищ у процесі згладжування поверхневого шару деталей. Слід зазначити, що ця межа залежить від вихідного стану поверхні деталі до обробки. Водночас важливо знати найменше граничне значення  $R_a$ , що досягається поліруванням поверхні в різних умовах обробки.

Оптимальні значення сумарного часу обробки визначаються:

$$T = \gamma \cdot N \cdot \left( \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right)^{\frac{1}{N}}. \quad (7.14)$$

Оптимальну кількість циклів можна отримати, розглядаючи сумарний час  $T$  в якості функції кількості циклів  $N$ , мінімум якої визначається:

$$N_{\min} = \ln \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}^{1/N}}. \quad (7.15)$$

Оптимальні значення діаметрів абразивних часток на кожному переході визначаються:



$$D_i = \frac{1}{\beta} \cdot \frac{R_{z_N}^{1/N}}{R_{z_0}^{1/N-1}} = \frac{1}{\beta} \cdot R_{z_0} \cdot \left( \frac{R_{z_N}}{R_{z_0}} \right)^{1/N} \quad \text{для } i = 1, 2, \dots, N. \quad (7.16)$$

Після виконання обчислень для випадків обробки поверхні зі змінними фізико-хімічними властивостями вираження набувають вигляду:

$$T_{\text{opt}} = \gamma \cdot N \cdot \left( x \cdot \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right)^{1/N} \quad (7.17)$$

для

$$N = 2,3 \cdot \ln \left( x \cdot \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right). \quad (7.18)$$

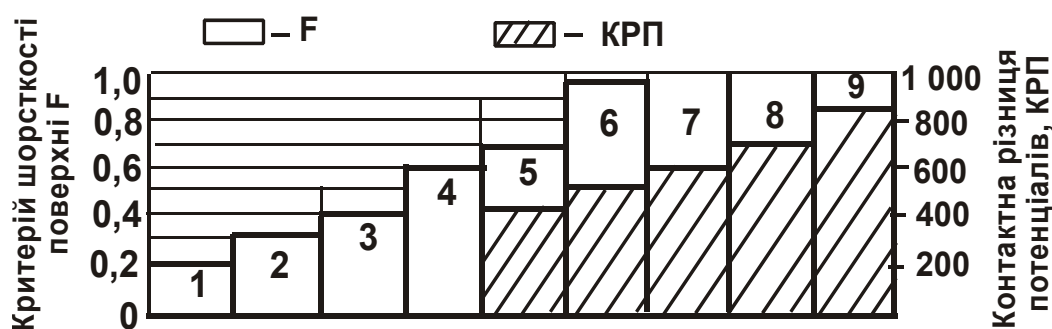
Із наведених залежностей випливає, що коефіцієнти  $x$  і  $\gamma$  відображують характер зміни швидкості полірування від мікротвердості, щільності оброблюваного матеріалу та зернистості алмазного мікропорошку. Експериментально встановлено, що для алмазних мікропорошків відповідних зернистостей значення  $x = 0,06$ ;  $\gamma = 1,7$ . Отже, оптимальний варіант процесу полірування з погляду мінімальних переходів під час обробки дзеркальної поверхні визначається тільки висотою шорсткості поверхні до та після обробки.

Необхідно зазначити, що мінімальна кількість переходів залежить від фізико-хімічних властивостей абразиву, вихідної шорсткості поверхні  $R_{z_0} = D_0 \cdot \beta$ , зернистості алмазних мікропорошків  $D_N = \beta \cdot R_{z_N}$ , які використовуються на останньому переході. Тому розроблена методика була використана для оптимізації процесу полірування мідної дзеркальної поверхні. За вихідний стан приймали зразки з поверхнею, обробленою до значення параметра шорсткості  $R_a = 0,5$  мкм. На кінцевому етапі обробки шорсткість поверхні становила  $R_z = 0,032, \dots, 0,025$  мкм.

Із цього випливає, що оптимальна кількість циклів дорівнює 3, а час (усереднений для верхньої та нижньої меж) становить  $T = 7,87$  хв. Установлено, що розрахунковий час від експериментального відрізняється на 20 % ( $T_{\text{екон}} = 9,5$  хв), що відповідає похибці  $\varepsilon = 0,01$ . Для абразивних складів отримали розміри зерен на відповідних стадіях обробки:  $D_1 = 3,1214 \dots 5$  мкм;  $D_2 = 1,1543 \dots 2,05$  мкм;  $D_3 = 0,425 \dots 0,8$  мкм, що

відповідає зернистості абразивів 5/3; 3/2; 1/0. Таким чином, на основі проведених досліджень розкриті закономірності формування шорсткості поверхні в процесі полірування абразивними матеріалами різної зернистості деталей з міді й алюмінію. Наведено обґрунтування оптимальних параметрів режимів полірування поверхонь зазначених деталей з метою згладжування їх поверхневого шару та розроблена методика розрахунку сумарного часу процесу обробки, кількості переходів, часу кожного переходу та зернистості абразиву на кожному переході.

На рис. 7.17 наведені залежності критерію шорсткості поверхні  $F$  і контактної різниці потенціалів (КРП), виміряних на поверхнях деталей з алюмінієвого сплаву АМгб. Аналізуючи ці залежності, можна зробити висновок, що на попередніх стадіях обробки фрезеруванням, точінням різцями, виготовленими з традиційних інструментальних матеріалів (сталь Р18, твердий сплав та ін.) і гідроабразивної обробки вимірювання оптичних характеристик пов'язане зі зміною критерію шорсткості поверхні. Застосування фінішних методів обробки призводить до утворення поверхні, величина критерію шорсткості якої наближається до одиниці, а зміни оптичних характеристик пов'язані зі зміною КРП. Поверхні деталей машин, що мають величину критерію шорсткості поверхні  $F = 1$ , слід віднести до високосвітловідбивальних або поверхонь, що мають низьку поглинальну здатність.



**Рис. 7.17. Характер зміни оптичних характеристик і параметрів поверхні залежно від методів обробки деталей зі сплаву АМгб**

Умовні позначення: 1 – прокат; 2 – гідроабразивна обробка; 3 – обробка металевим дробом; 4 – фрезерування твердосплавною фрезою; 5 – фрезерування фрезою із ельбора; 6 – точіння твердосплавним різцем; 7 – полірування алмазне; 8 – вигладжування; 9 – точіння алмазним різцем.

Результати експериментів (рис. 7.17) показують, що фінішні методи обробки неістотно впливають на зміну значень критерію шорсткості по-

верхні F, однак для значень контактної різниці потенціалів КРП спостерігається істотна зміна. Отже, контролювати обробку поверхонь деталей машин можна параметрами F і КРП для тих методів обробки, де спостерігається зміна контрольованих параметрів.

Таким чином, на попередніх стадіях обробки із застосуванням фрезерування, точіння традиційними методами та попереднього шліфування, гідроабразивної обробки й обробки металевим дробом зміна оптичних характеристик пов'язана зі зміною критерію шорсткості поверхні, величина якого змінюється від 0,4 до 0,98. Ці методи обробки необхідно застосовувати до нанесення покриттів на оброблену поверхню для збільшення випромінювальної здатності. Зменшення критерію шорсткості поверхні під час гідроабразивної обробки пов'язане з утворенням на профілі шорсткості субмікронерівностей, порівнянних за величиною з довжинами хвиль падаючого випромінювання.

Застосування фінішних методів обробки (точіння різцями з надтвердих матеріалів, абразивне полірування або доведення) і поверхневого пластичного деформування призводять до утворення поверхонь, критерій шорсткості яких наближається до одиниці. Тому на таких поверхнях зміна оптичних характеристик пов'язана зі зміною фізико-хімічних параметрів. Тому управління оптичними характеристиками слід здійснювати за допомогою величини контактної різниці потенціалів.

На основі проведених досліджень встановлено, що під час попередньої обробки поверхонь деталей машин і з досягненням мінімальних значень висотних параметрів шорсткості поверхні контроль обробленої поверхні необхідно здійснювати шляхом оцінювання критерію шорсткості поверхні F. Після фінішних методів обробки контроль оброблених поверхонь необхідно здійснювати шляхом оцінювання роботи виходу електронів (значень контактної різниці потенціалів – КРП).

## **7.5. Властивості поверхневого шару після абразивної обробки**

У п. 7.4 встановлено, що максимальні значення контактної різниці потенціалів (КРП) досягаються під час абразивної обробки (поліруванні, доведенні), лезової обробки (точінні різцями із надтвердих матеріалів, у тому числі природних алмазів) та поверхнево-пластичного деформування.

Крім методів механічної обробки для забезпечення високої відбивної здатності можна використовувати електрохімічне або хімічне полірування, які в силу специфіки процесу створюють поверхневі шари зі сприятливою тонкою структурою, що забезпечує максимальні значення контактної різниці потенціалів (КРП). Для оцінювання шорсткості поверхні слід використовувати критерій шорсткості поверхні  $F$  [4; 41], який дорівнює відношенню площі гладкої до площі шорсткуватої поверхні [4]. Зв'язок критерію шорсткості поверхні  $F$  з оптичними характеристиками (коефіцієнтами поглинання  $A_r$  та випромінювання  $\epsilon_{\text{ш}}$ ) можна описати, використовуючи відому формулу [4]:

$$\epsilon_{\text{ш}} = \frac{\epsilon_r}{1 - (1 - A_r) \cdot (1 - F)}, \quad (7.19)$$

де  $\epsilon_{\text{ш}}$  – коефіцієнт випромінювання шорсткуватої поверхні;

$\epsilon_r$  – коефіцієнт випромінювання гладкої поверхні;

$A_r$  – коефіцієнт поглинання гладкої поверхні.

Підвищенню світловідбивальної здатності поверхонь, оброблених точінням алмазним інструментом, сприяє сполучення фізико-хімічних властивостей природного алмаза й оброблюваних поверхонь, зниження інтенсивності впливу хімічно-активних речовин, що призводить до зменшення різного роду неоднорідностей у подвійному електричному шарі поверхні та зменшує величину роботи виходу електронів. На поверхні алюмінієвого зразка величина КРП становить 1 050 – 1 100 мВ, а після полірування із застосуванням алмазних мікропорошків – близько 880 – 900 мВ. У процесі абразивного полірування оброблювана поверхня адсорбує хімічно-активні речовини, що містяться в технологічних фазах, і кисень повітря, який впливає на розвиток хіміко-механічних явищ, що супроводжують пластичне деформування мікровиступів поверхні. Процес адсорбції інтенсифікується під час механічного зняття плівок окислів з поверхні, що забезпечується відносною зміною контакту полірувальника й оброблюваної поверхні.

Після абразивного полірування поверхня деформована в меншому ступені, ніж після алмазного точіння. Однак хімічна активність алюмінію на повітрі, неабразивні складові робочого середовища, а також шаржування поверхні абразивними зернами утворюють субструктуру у вигляді конгломерату окислів металу, осколків зерен, з'єднань лужних металів.

Після алмазного точіння поверхня більш деформована, хімічний склад її також неоднорідний. Однак за відсутності шаржування поверхні, а також з меншим ступенем її окислювання субструктура поверхні має менше дефектів і тому порушення в подвійному електричному шарі мінімальні, робота виходу електрона мінімальна.

У табл. 7.2 наведені деякі параметри поверхневого шару дзеркал з міді Моб, які піддавалися обробці різанням. Дані табл. 7.2 показують, що лезова обробка призводить до значних пластичних деформацій поверхневих шарів металу.

Таблиця 7.2

### Параметри поверхні дзеркал з міді Моб після обробки

Параметри поверхні	Лезова обробка		Абразивне полірування суспензією на основі алмазних мікропорошків АСМ 2/1
	Точіння різцем твердого сплаву	Точіння алмазне	
Глибина дефектного шару, мкм	400 ± 50	300 ± 50	5 ± 7
Напівширина дифракційної лінії, В·10 <sup>4</sup> рад.	168	160	10
Мікротвердість, Па	1 300 (P = 0,99)	930 (P = 0,99)	570 (P = 0,98)
Критерій шорсткості F	0,95	1	1
Контактна різниця потенціалів (КРП), мВ	–	120	180
Відбивна здатність $\rho_\lambda$	95,9	99	99,2

Як видно з табл. 7.2, точіння різцями із твердого сплаву й алмазне точіння призводять до значного наклепування оброблюваної поверхні. Полірування абразивною суспензією вносить у структуру поверхневих шарів значно менше змін, що розподіляються в поверхневому шарі товщиною до 60 мкм в процесі обробки алмазним мікропорошком АСМ 5/3. Полірування алмазним мікропорошком АСМ 2/1 знімає рівень структурних перекручувань і зменшує глибину шару, що деформується. Більш однорідний розподіл структурних перекручувань поверхневих шарів спостерігається під час полірування дрібнозернистими порошками.

Зменшення величини контактної різниці потенціалів (КРП) під час алмазного точіння порівняно з поліруванням пов'язане з тим, що

в результаті деформації створюється структура поверхневого шару, наявність якої підтверджена рентгеноструктурним аналізом поверхні. Погіршення субструктури поверхні під час полірування призводить до збільшення роботи виходу електрона. Для зменшення неоднорідності та ступеня структурних перекручувань на поверхні та перетинання зразків доцільно після попередньої лезової обробки здійснювати термічну обробку (відпал). Режимми термічної обробки слід підбирати так, щоб після рекристалізації в поверхневому шарі утворилася дрібнозерниста структура (розмір зерен – 10 мкм).

У зв'язку з тим, що шаржування в процесі полірування алмазними зернами впливає на фізико-хімічний стан, зменшуючи світловідбивну здатність, необхідно визначити характер розташування шаржованих часток і щільність їх розподілу на поверхні зразка. Як показав металографічний аналіз, щільність шаржованих часток від ділянки до ділянки змінюється по-різному (від  $10^2$  до  $10^4$  зерен на  $1 \text{ мм}^2$ ), закономірностей у розподілі шаржованих часток не виявлено. Шаржування поверхні збільшує неоднорідність розподілу мікроперекручувань у локальних ділянках оброблюваних зразків.

Навколо місця заглиблення алмазної частки на першому етапі полірування матеріал деформується більш інтенсивно, щільність рисок у кілька разів більша в цьому районі, чим у середньому на поверхні. Пошаровий аналіз поверхні показав, що частки абразиву розподіляються в ньому на глибину до 5 мкм. Розміри заглиблених часток – від 3 до 5 мкм.

За умови температурного впливу (градієнт температур на перетині зразка до  $50 \text{ К/мм}$ ) на шаржовану поверхню відбувається спучування в місцях заглиблення шаржованих часток.

Видалення поверхневого шару товщиною 1 – 3 мкм електрохімічним поліруванням і подальше абразивне полірування поверхні призвело до зниження щільності шаржованих часток до  $10^2$  –  $10^3$  зерен на  $1 \text{ мм}^2$ .

Іншим засобом запобігання шаржування є застосування для полірування овалізованих зерен абразиву. Попередні результати полірування округленими зернами алмазного абразиву АСМ 2/1 показали не тільки зниження щільності шаржованих часток, але й поліпшення геометричних характеристик обробленої поверхні. Установлено, що шаржування оброблюваної поверхні алмазними зернами на перших стадіях обробки сприяє підвищенню неоднорідності розподілу структурних перекручувань у поверхневих шарах. Таким чином, особливість формування поверхневого шару мідних дзеркал абразивною обробкою визначається, очевид-

но, різною геометрією зерен алмазних і абразивних мікропорошків на рівні субмікрорельєфа поверхонь граней. Від геометрії зерен залежить ефективність процесу різання-дряпання, розвиток локальних температур та ін. Для мікрограней алмазних зерен більш характерне мікрорізання, а для електрокорунду – мікрозминання з локалізацією та збільшенням затраченої енергії (виникнення на полірованій поверхні кометоподібних поглиблень). Локальне активне контактування абразивного зерна з оброблюваною поверхнею ефективно доти, доки геометричні розміри зерен не стають порівнянними із частками оброблюваного металу, які відділилися, що надалі призводить до втрати ефекту полірування.

Забезпечення високої світловідбивної здатності на дзеркалах з молібдену обробкою різанням, як і на дзеркалах з міді, пов'язане з наявністю дефектного шару значної глибини.

У роботі [167] зроблений висновок, що у згладжуванні поверхневого шару деталі час циклу наступного процесу полірування зменшується інтенсивніше, ніж зниження висотних параметрів вихідної шорсткості до обробки. Для кожної зернистості абразивного матеріалу існує межа стабілізації значень висотного параметра шорсткості поверхні. Це важливо для визначення послідовності використання робочих середовищ у згладжуванні поверхневого шару деталей. Ця межа залежить від вихідного стану поверхні деталі до обробки.

З огляду на те, що крива залежності висотних параметрів шорсткості поверхні в процесі полірування від часу обробки стабілізується до першої хвилини обробки [173; 180], згладжування поверхневого шару слід проводити поетапно, знижуючи зернистість абразиву. Після шліфування необхідно виконати абразивне полірування алмазною пастою АСМ 5/3 протягом 1 хвилини. Після ретельного очищення поверхні від залишків робочого середовища слід здійснювати обробку алмазною пастою АСМ 2/1 протягом 1 хвилини, і на третьому етапі обробку виконувати суспензією з нанопорошком  $Al_2O_3$ .

## **7.6. Технологічне забезпечення параметрів якості поверхонь металевих лазерних дзеркал на фінішних операціях**

Нижче запропоновані технологічні рішення, спрямовані на підвищення відбивної здатності та продуктивності обробки лазерних дзеркал,

пов'язані із застосуванням поліпшених технологічних середовищ і конструкцій інструментів і полірувальників, а також проведена оптимізація параметрів процесу їх обробки.

Поліпшити технологічне середовище можна шляхом застосування в абразивних суспензіях різноманітних компонентів, які в процесі обробки лазерних дзеркал призводять до підвищення фізико-хімічних параметрів обробленої поверхні. У результаті забезпечення однорідності обробленої поверхні зменшується робота виходу електрона (величина контактної різниці потенціалів збільшується).

Для обробки металевих лазерних дзеркал (виготовлених із міді, алюмінієвих сплавів і молібдену) розроблені технологічні суміші з полімерними добавками, які підвищили відбивну здатність оброблених поверхонь на перевагу від суспензій, що застосовувалися раніше. В якості полімерної добавки застосовувалася полівінілацетатна дисперсія (ДСТ 18992–73), яка наявна в суспензії з оптимальною вагою у 5 – 7 % та забезпечує фіксацію абразивних зерен на полірувальнику. Продукти механічної деструкції полівінілацетату хімічно взаємодіють з металом оброблюваної поверхні, особливо із гребінцями, та забезпечують згладжування цих гребінців, а також утворюють на поверхні найтоншу оптично прозору плівку. Водночас формується ювенільна поверхня зі сприятливим фізико-хімічним станом і з найтоншою плівкою окислів, яка практично не впливає на відбивну здатність поверхні. Робота виходу електрона такої поверхні набагато менша, ніж у поверхонь, оброблених абразивною суспензією, наприклад, з добавками різноманітних поверхнево-активних речовин.

Наявність полімерних добавок удвічі підвищує знімання металу порівняно з добавками поверхнево-активних речовин, що застосовували раніше, та підвищує продуктивність процесу. Так, уведення комплексоутворювального компонента 8-оксихіноліна забезпечує збільшення продуктивності обробки за рахунок придушення деформацій зсуву та селективності впливу на поверхневий шар оброблюваного матеріалу комплексоутворювальних компонентів (КК). Ці компоненти взаємодіють з оброблюваною поверхнею, спочатку адсорбуючись. Потім координаційні центри комплексоутворювальних компонентів утворюють комплексні утворення (які ще не стали комплексними з'єднаннями) з найбільш активними центрами поверхні. У результаті активні центри (вузли кристалічних ґрат матеріалу) все більше утягуються в координаційну сферу комплексоутворювальних компонентів. Водночас все більше послаб-



ляються зв'язки, що втримують іони у вузлах кристалічних ґрат. Таким чином, істотно знижується енергетичний поріг відриву іонів. Для цього достатньо невеликих енергій деформацій зсуву в процесі полірування, тобто знімання поверхневого шару може відбуватися не тільки шляхом дряпання абразивними зернами, але й за рахунок деформацій зсуву. У результаті значно збільшується продуктивність обробки в процесі полірування за участю комплексоутворювальних компонентів.

Іншою особливістю є селективність впливу на поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Найбільш уразливими місцями для комплексоутворення є дефектні області поверхні, особливо похилі гребені виступів, а також западини, у які утруднене проникнення громіздких молекул комплексоутворювачів.

За рахунок цього максимальна кількість комплексоутворювальних компонентів взаємодіє з найбільш доступними вузлами дефектних зон (гребенями виступів), забезпечуючи максимальне знімання цих ділянок. Водночас відбувається згладжування рельєфу поверхні виступів, зменшується крутість і висота профілю.

Особливо важливою обставиною є те, що поверхня в процесі обробки в середовищі комплексоутворювальних компонентів 8-оксихіноліна не змінює свого складу. У результаті цього робота виходу електрона такої поверхні мінімальна.

Важливим моментом є вибір матеріалу та конструкції полірувальника. Умови взаємодії абразивних зерен з матеріалом заготовки та полірувальника залежать від властивостей та стану всіх елементів системи полірувальник – абразивний прошарок – заготовка.

У процесі полірування незакріпленим абразивом поверхні заготовок деталей з високою відбивною здатністю з міді марки Моб застосовують різноманітні полірувальники, наприклад: з технічної вовни, фторопласта, поліхлорвінілу або пеко-каніфольної смоли. Проведені дослідження показали, що ці матеріали характеризуються рядом недоліків, які викликають зниження ефективності процесу полірування. Так, полірувальник, виготовлений із фторопласта, забезпечує створення поверхонь деталей з високою відбивною здатністю. Але знімання матеріалу невисоке, тому що фторопласт погано втримує абразив у зоні обробки. Полірувальники з пеко-каніфольної смоли швидко зношуються, тому не дозволяють інтенсивно знімати припуск на обробку в перший період процесу, коли параметр шорсткості оброблюваної поверхні  $R_a = 0,50 \dots 0,40$  мкм. Під-

вищити міцність полірувальника, зносостійкість його робочої поверхні, міцність утримання абразивної суспензії в зоні обробки та рівномірність її розподілу можна введенням до складу полірувальної смоли марки СП–18 ТУ (СТБ 47–71), виготовленої Красногорським оптико-механічним заводом, добавки у вигляді зносостійких дрібнодисперсних часток фторопласта–4. Тому розроблено конструкцію полірувальника, який складається з композиції смоли СП18 і фторопласта–4 (ДСТ 1006–80). Фторопласт–4, як і деревинно-смоляний пек, зміцнює каніфольну матрицю.

Матеріал полірувальника такого складу має гетерогенну структуру, що складається з менш зносостійкої основи (пеко-каніфольної смоли та більш зносостійких часток фторопласта–4). Завдяки м'якій основі в процесі обробки на робочій поверхні такого полірувальника створюються лунки, що забезпечують міцне втримання зерен абразиву. Частки фторопласта–4, які характеризуються більш високою зносостійкістю, сприяють збереженню заданої форми поверхні полірувальника та підвищенню відбивної здатності оброблюваної поверхні деталі. Застосування такого полірувальника сприятливо впливає на фізико-хімічну структуру поверхні – сприяє меншому шаржуванню й окислюванню поверхні завдяки інтенсивному зніманню матеріалу. Установлено, що продуктивність обробки із застосуванням такого полірувальника підвищилася на 20 – 25 %, зносостійкість – на 23 – 26 % порівняно із обробкою полірувальником на основі пеко-каніфольної смоли.

Для визначення оптимального змісту фторопласта–4 були виготовлені полірувальники із пеко-каніфольної смоли марки СП–18 із різним змістом дрібнодисперсного порошку фторопласта–4 (2,5; 5; 7,5; 10; 12,5 і 15 % масові частки).

Залежності знімання міді марки Моб від змісту зносостійкого дрібнодисперсного порошку фторопласта–4 у композиційному складі полірувальника та зношування полірувальника від змісту фторопласта–4 у пеко-каніфольній смолі наведені на рис. 7.18 і 7.19.

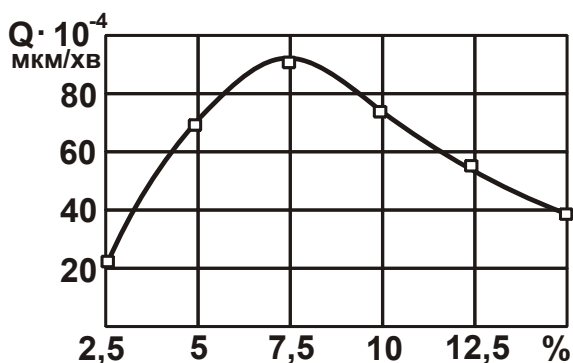


Рис. 7.18. Залежність знімання міді від змісту фторопласта–4

Залежності знімання міді марки Моб від змісту зносостійкого дрібнодисперсного порошку фторопласта–4 у композиційному складі полірувальника та зношування полірувальника від змісту фторопласта–4 у пеко-каніфольній смолі наведені на рис. 7.18 і 7.19.

На підставі результатів досліджень для виготовлення полірувальника можна рекомендувати композиційний матеріал наступного складу

(%, масові частки): 90 – 95 пеко-каніфольної смоли; 5 – 10 дрібнодисперсного порошку фторопласта–4.

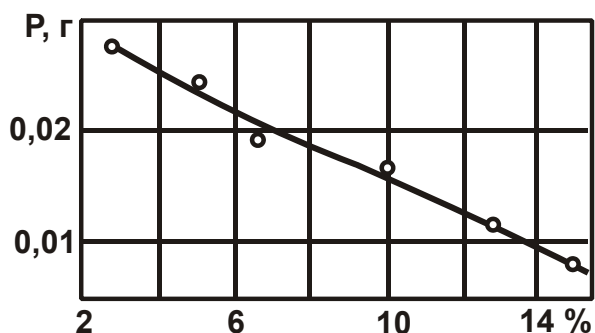


Рис. 7.19. Залежність зношення полірувальника від змісту фторопласта–4

Експлуатаційні характеристики полірувальників цього складу кращі раніше застосовуваних полірувальників на основі пеко-каніфольної смоли. Було встановлено, що продуктивність обробки із застосуванням такого полірувальника підвищилася на 20 – 25 %, зносостійкість – на 23 – 26 % порівняно з обробкою полірувальником на основі пеко-каніфольної смоли. Відбивна здатність

оброблених поверхонь мідних лазерних дзеркал, що забезпечувалася традиційною технологією, підвищилася з 98,8 % до 99,3 %.

## 7.7. Формування неметалевих плівок на поверхнях виробів з алюмінієвих і титанових сплавів

У процесі виготовлення виробів, які працюють в умовах дії сонячної радіації, найбільш простим способом забезпечення якості поверхневих шарів є створення неметалевих плівок з нагріванням на повітрі або в контрольованих середовищах. Термічне вирощування окисних шарів описано в роботах [148; 149]. Різноманітні плівки можна вирощувати на металевій основі нагріванням в газах необхідного складу (кисень для окислів, окис вуглецю для карбідів, азот для нітридів). Якісні плівки повинні мати аморфну когерентну структуру. Однак ці способи не дозволяють вирощувати плівки великої товщини, тому що зі збільшенням товщини процес її зростання дуже вповільнюється та прагне до певної межі.

Якщо подати графічно залежність товщини плівки від часу окислювання, то крива набуде параболічного характеру. Оскільки рухливість іонів через окисну плівку залежить від температури, а напруження в плівці визначаються товщиною, суцільні когерентні плівки можна вирощувати тільки в умовах низьких температур. В умовах високих температур товщина плівки перевищує певну межу, тому внутрішні напруження будуть викликати в плівці тріщини та руйнування, що призведе до її відділення від підложки.

Опубліковані також результати роботи [149] відносно окислювання титана і його сплавів, однак їх складно поширити на конкретні матеріали, тому що плівки не розглядаються з позиції забезпечення оптичних властивостей поверхонь. Аналіз результатів досліджень показав, що температура термічного вирощування окисних шарів не повинна перевищувати 1 200 К.

Неметалеві плівки на металевих поверхнях, отримані різноманітними методами [148] (анодним, термічним окислюванням, хімічним окисдуванням, нанесенням різного роду покриттів та ін.), можуть бути використані для технологічного забезпечення поверхонь деталей заданими оптичними характеристиками  $A_s$  й  $\varepsilon$ .

Вибір титана в якості матеріалу дослідження обумовлений його практичною значущістю, особливо в ракетно-космічній галузі, а також необхідністю одночасного підвищення якості поверхневих шарів та їх експлуатаційних властивостей.

В умовах термічного окислювання застосовували як низькотемпературне (до 873 К), так і високотемпературне (понад 873 К) нагрівання. Час витримування змінювали від 30 секунд до 70 хвилин, а з температурами у 1 173 К і 1 273 К час витримування змінювали від 20 до 180 секунд. Верхня межа витримування обмежена для низькотемпературного окислювання стабільністю параметрів  $A_s$  і  $\varepsilon$ , а для високотемпературного окислювання – механічною цілістю окисної плівки.

Оптичні характеристики досліджували із застосуванням фотометрів ФМ–59, ФМ–85 і терморадіометра ТІС. Інтегральний коефіцієнт поглинання  $A_s$  визначали на підставі вимірювання коефіцієнта світловідбиття поверхні, тобто величини, що доповнює  $A_s$  до одиниці.

Приймачами світлової енергії у фотометрі ФМ–59 є фотоелементи: селеновий, чутливий головним чином у видимій області спектра, і сірчано-свинцевий, область чутливості якого зміщена до інфрачервоної частини спектра. Наявність двох фотоелементів дозволяє охопити спектральний інтервал від 0,3 до 2,5 мкм. За допомогою фотометра ФМ–85 вимірюються інтегральні коефіцієнти відбиття  $\rho_s$  у спектральному інтервалі 500 – 2 500 нм, що охоплює близько 96 % енергії сонячної радіації. Оцінювання шорсткості поверхні здійснювали за допомогою критерію шорсткості поверхні F [178] і розшифровки знімків растрової електронної мікроскопії РЕМ–100, ХМА.

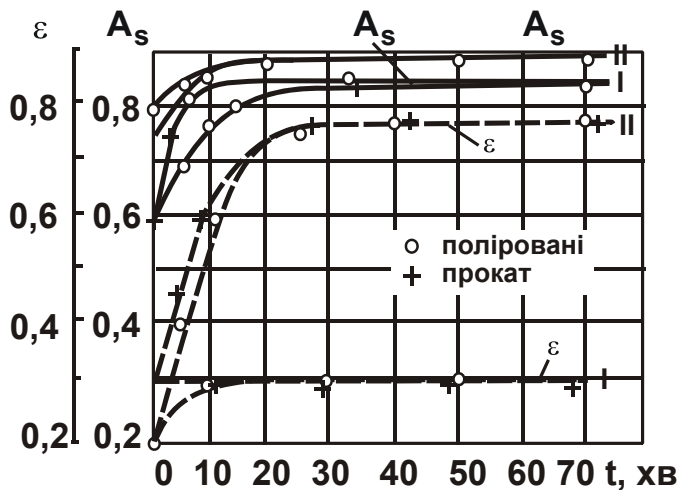


Рис. 7.20. Вплив нагрівання зразків зі сплаву VT14 за температури 873 К (I) і 1 073 К (II) на утворення неметалевих плівок

Найбільш простим методом забезпечення поверхонь деталей машин із титанових і алюмінієвих сплавів неметалевими плівками є окислювання у ході нагрівання на повітрі або в контрольованому середовищі. Залежність  $A_s$  і  $\varepsilon$  від температури та часу нагрівання зразків зі сплаву VT14 на повітрі наведена на рис. 7.20.

Окислювання за температури у 873 К характеризується відносно плавною зміною коефіцієнта поглинання  $A_s$  та

практично незмінним значенням коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$ . Коефіцієнт поглинання порівняно з вихідними значеннями збільшується до значення 0,82 – 0,86. Формування стабільної за оптичними властивостями поверхні у прокатаних зразках відбувається за 8 – 10 хвилин, у полірованих – за 25 – 30 хвилин.

Значення коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$  через 60 – 80 секунд після початку нагрівання у прокатаних і полірованих зразках вирівнюються та практично не змінюються з подальшим збільшенням часу нагрівання.

За нагріванням до 1 073 К значення коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$  зростають до 0,72 – 0,78.

Збільшення коефіцієнта випромінювання  $\varepsilon$  відбувається повільніше за величину коефіцієнта поглинання  $A_s$ .

Граничне значення  $A_s$  для зразків із прокату становить 0,8 – 0,88 і, відповідно, 0,88 – для полірованих зразків. Відзначено деяку стабілізацію значення  $A_s$  з витримуванням від 20 до 60 хвилин, що пов'язане з фазовими перетвореннями окисної плівки.

На рис. 7.21 показано характер зміни  $A_s$  й  $\varepsilon$  під час низькотемпературного окислювання деталей титанового сплаву (до 723 К) в умовах часу витримування до 120 с. Із графіка видно, що за температури у 250 К оптичні властивості практично не змінюються. Для температур у 623 – 723 К спостерігається змінювання коефіцієнта до 37 % від його вихідного значення до обробки.

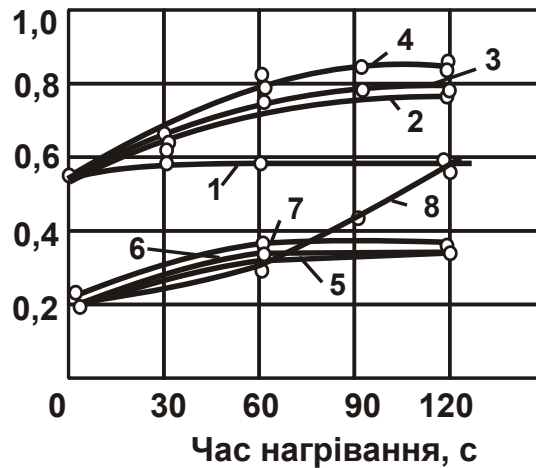


Рис. 7.21. Вплив нагрівання зразків зі сплаву ВТ14 на утворення неметалевих плівок за температури  $T = 523 \text{ K}$  (1; 5);  $T = 623 \text{ K}$  (2; 6);  $T = 723 \text{ K}$  (3; 7);  $T = 1273 \text{ K}$  (4; 8)

Умовні позначення: 1, 2, 3, 4 – коефіцієнт поглинання  $A_s$ ; 5, 6, 7, 8 – коефіцієнт випромінювання  $\varepsilon$ ; 1, 3, 5, 7 – після полірування; 2, 4, 6, 8 – після прокату.

Змінювання коефіцієнта  $\varepsilon$  в умовах витримування 120 с відбувається в межах 20 – 25 % від його вихідного значення до обробки.

Під час високотемпературного окислювання за температури у 1273 К деталей із титанових сплавів процес зміни властивостей поверхні відбувається значно інтенсивніше та закінчується з часом витримування 110 – 120 с (рис. 7.21).

За більш тривалого витримування відбувається жолоблення зразків і опадання окисної плівки. Такий характер зміни  $A_s$  й  $\varepsilon$  в окислюванні титанових сплавів пов'язаний зі зміною хімічного складу та структури поверхневого шару зразків і наявністю окисних неметалічних плівок, товщина яких змінюється зі зміною часу витримування під час нагрівання.

Зі збільшенням часу нагрівання зразка на його поверхні утворюються окисні плівки різного інтерференційного фарбування. Товщина плівок у початковій стадії нагрівання може становити 1500 – 2000 Å. Значення  $A_s$  і  $\varepsilon$ , однак, збільшуються незначно. Далі зі збільшенням часу витримування з тонкого суцільного однофазного поверхневого шару відбувається переміщення речовини та домішок під дією електричного поля напівпровідникової окисної плівки, а також за рахунок дифузії під дією сил хімічного потенціалу. Ці перетворення можуть відбуватися шляхом утворення та наростання на поверхні тонкої окисної матриці більших за товщиною зародків, які в підсумку з'єднуються між собою [105]. Після

цього починається звичайний процес збільшення товщини окалини завдяки дифузії компонентів у поверхні розподілу “метал – навколишнє середовище”, у якому перебуває фронт хімічної реакції.

У результаті нагрівання через 3 – 10 хв поверхня покривається шаром окислів товщиною в кілька тисяч ангстрем [105].

За умови більш високих температур сітка зародків з'являється за меншого витримування (близько 15 с). У ході зростання товщини плівки в окалині розвивається текстура, в якій відбувається втрата плівкою інтерференційного фарбування.

Крім того, на поверхні виникають точкові осередки утворення окислів легуючих елементів, а також зміна їх фаз. Так, наприклад, за температури у 943 К відбувається оплавлення та розкладання п'ятиокису ванадію  $V_2O_5$ , за температури у 1 068 К – розкладання окису молібдену  $MO_3$  [105].

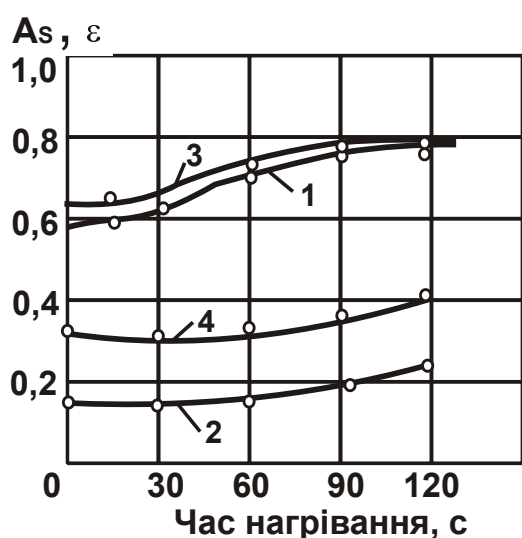


Рис. 7.22. Вплив нагрівання зразків зі сплаву АМгЗ за температури у 623 К

Умовні позначення: 1, 3 –  $A_s$ ; 2, 4 –  $\varepsilon$ ; 1, 2 – прокат; 3, 4 – гідрообразивна обробка.

від часу витримування з температурою у 723 К після різних видів обробки до окислювання в умовах нагрівання.

Аналогічні залежності отримані на зразках зі сплавів АМгб і Д16. Із графіків видно, що значення  $A_s$  й  $\varepsilon$  після окислювання збільшуються зі зростанням часу витримування. Таким чином, максимальні значення

Зі зростанням температури зразка відбуваються фазові перетворення в шарі окису титана. Так, вже за температури у 773 К концентрація анатазу падає, і, відповідно, зростає концентрація рутилу. Ці перетворення практично закінчуються за температури у 1 123 К, і в окисній плівці рутил залишається єдиною стабільною фазою за цієї та більш високої температури.

Окислювання під час нагрівання алюмінієвих сплавів має особливість, яка проявляється в тому, що на поверхні алюмінієвих сплавів навіть за кімнатної температури утворюється окисна плівка значної товщини. На рис. 7.22 наведено залежність оптичних характеристик поверхні зразків зі сплаву АМгЗ

$A_s = 0,76 - 0,78$  і  $\varepsilon = 0,50$  досягнуті на зразках після гідроабразивної обробки. Мінімальні значення  $A_s$  й  $\varepsilon$  отримані на поверхнях зразків із прокату після полірування. Це пов'язане з тим, що шорсткувата поверхня більш схильна до окислювання, ніж більш гладка.

## **7.8. Дослідження закономірностей зміни шорсткості поверхні деталей у процесі їх зберігання**

У процесі експлуатації в умовах дії світлового потоку оброблені поверхні деталей піддаються змінам. Тому важливо знати, що відбувається з поверхневим шаром деталі, зокрема з його геометричними характеристиками. З огляду на те, що поверхні деталей у процесі тривалого зберігання піддаються корозійному руйнуванню від дії окислювачів зовнішнього середовища, проведено випробування на корозійну стійкість поверхонь деталей після абразивної обробки, іонного очищення та з покриттям Ті.

Необхідно зазначити, що дослідженню мікрогеометрії поверхневих шарів після абразивної обробки присвячено небагато робіт [185], у яких найчастіше приводиться показник  $R_a$  або  $R_z$  поверхонь певних металів і сплавів. Для поліпшення експлуатаційних властивостей поверхонь необхідно прагнути до зменшення їх забруднення залишками технологічного середовища попередньої обробки, зменшенню концентраторів, які збільшують адгезійні властивості поверхонь (необхідно прагнути до збільшення ступеня згладжування нерівностей на поверхні).

У роботі [178] показано, що для забезпечення більшого згладжування поверхні необхідно прагнути до зменшення відношення параметрів шорсткості поверхні  $R_a / R_{max}$ . Тому проведено оцінювання зміни шорсткості поверхні в процесі тривалого зберігання або експлуатації в умовах дії світлового потоку.

Для вивчення дії потоку випромінювання у вакуумі на поверхневий шар деталі був поставлений експеримент на установці "Булат-3Т". Зміну висотних параметрів шорсткості поверхні вивчали на зразках зі сталі EI-961 після шліфування й абразивного полірування. Режими обробки: прискорювальна напруга – 1,3 кВ; струм дуги – 100 А; тиск –  $1 \cdot 10^{-4}$  Па; тривалість обробки – 600 с (імпульси 3/10 с). Застосовувався електрод, виготовлений із титана BT1-0.



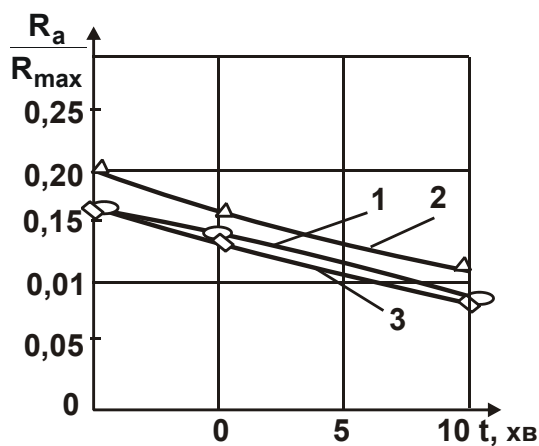


Рис. 7.23. **Зміна відношення  $R_a / R_{max}$  від тривалості іонної обробки поверхні**

Умовні позначення: 1 – тонке шліфування; 2 – чистове шліфування; 3 – абразивне полірування

Зіставлення вихідних зразків показує, що найбільше згладжування досягається абразивним поліруванням (рис. 7.23). За результатами оцінювання значень параметрів шорсткості поверхні побудовані опорні криві (рис. 7.24). Зіставлення кривих показує, що після шліфування (крива 2) і полірування (крива 3) спостерігається значна зміна повноти нерівностей у бік її зниження. Для опорної кривої 1 (чистове шліфування) повнота її збільшилася, що можна пояснити зміною розмірів і форми нерівностей у вершин за рахунок їх розпилення та часткового осадження титана.

На рис. 7.25 наведені профілограми поверхні зразків до (криві 1, 3 і 5) і після (криві 2, 4 і 6) іонної обробки. Їх зіставлення показує зміну шорсткості поверхні до та після іонної обробки. Після іонного бомбардування у кожному виді обробки спостерігається поява великої кількості піків-викидів на профілі шорсткості. Появу піків можна пояснити видаленням у процесі бомбардування абразивних зерен, шаржованих у поверхневому шарі зразка.

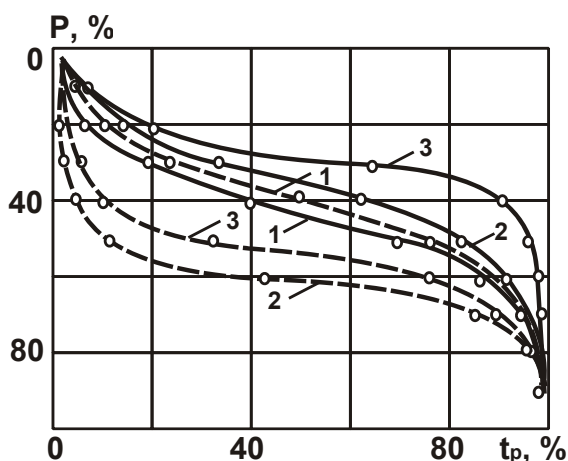
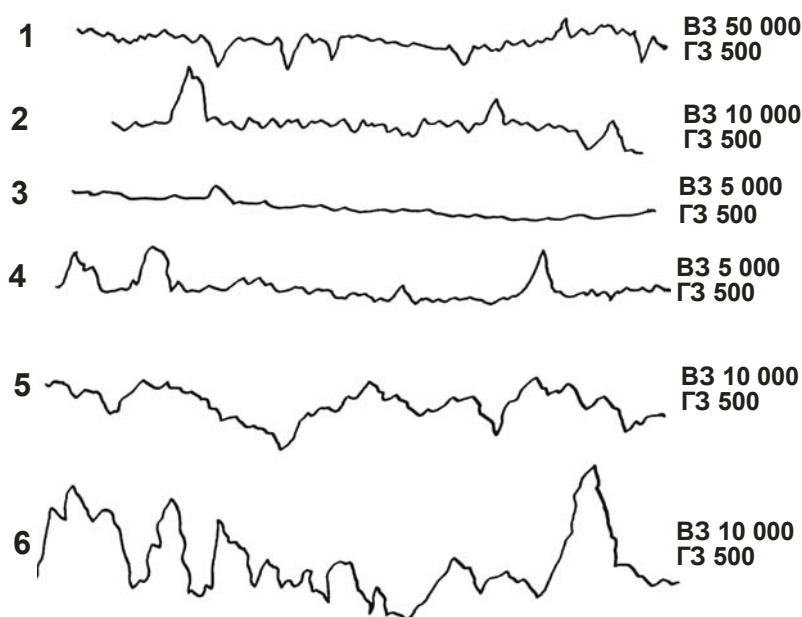


Рис. 7.24. **Опорні криві поверхонь зразків зі сталі EI-961 до та після іонного бомбардування**

Умовні позначення: 1 – шліфування чистове; 2 – шліфування тонке; 3 – полірування абразивне; — до обробки; - - - після обробки.

Випробування на корозійну стійкість проводили шляхом імітації жорстких кліматичних умов і шляхом зняття й аналізу поляризаційних кривих. В якості корозійного середовища обраний 3-відсотковий розчин солі NaCl.

Усі поверхні зразків, крім підготовлених до проведення випробувань, покривалися хімічно стійким лаком типу ЛХС, а потім висушувалися в термостаті за температурою у 120 °С протягом однієї години.



**Рис. 7.25. Профілограми поверхні зразків до та після іонного бомбардування**

*Умовні позначення:* 1, 3 і 5 – до обробки; 2, 4 і 6 – після обробки.

Для оцінювання корозійних втрат вибрали ваговий метод. В якості одиниці втрат обрана величина  $\Delta G$ , що характеризує зміну маси зразка в часі ( $\text{мг/год} \cdot \text{м}^2$ ). Зважування зразків здійснювали на аналітичних вагах ВЛА–200. Зразки розміщувалися в ексікаторі, на дні якого налитий 3-відсотковий соляний розчин NaCl. Ексікатор поміщали в сушильну шафу. Зразки піддавалися випробуванню в наступних умовах: верхнє значення температури в кожному циклі  $150 \pm 5$  °С; відносна вологість повітря з верхнім значенням температури в кожному циклі – 95 – 100 %; тривалість витримання з верхнім значенням температури в кожному циклі – 8 годин; тривалість охолодження – 40 годин; нижнє значення температури в кожному циклі –  $22 \pm 2$  °С; тривалість одного циклу – 48 годин. Ці значення забезпечили імітацію жорстких кліматичних умов. Випробування припинялися з появою виразкової корозії на поверхні.

Перші корозійні виразки у вигляді іржавих плям з'явилися на другий день випробувань. Вивчення поверхонь на металографічному мікроскопі виявило наявність дрібних точок корозійного руйнування.

Результати зміни втрати маси з одиниці поверхні в часі показують, що на 10 – 12-ту добу процес зміни маси стабілізується та для зразків після абразивного полірування наближається до значення  $0,0004$  г/год.  $\cdot$   $\text{м}^2$ .

Для зняття поляризаційних кривих в якості електродів використовували зразки зі сталі EI-961, які витримували у розчині NaCl (3-відсотковому) за кімнатної температури. Зняття кривих виконували на приладі ПІ-50-1. Водночас застосовували допоміжний електрод (платиновий) й електрод порівняння (хлор-срібний). Швидкість розгорнення – 0,2 мВ/с, діапазон потенціалів – 50 мВ.

Для встановлення постійної щільності струму в області пасивності витримування тривало 1/4 години. Усю криву в досліджуваному інтервалі потенціалів знімали на одному електроді. Поляризаційні криві для зразків показані на рис. 7.26. Для кривих 2, 5 і 6 точки на ординаті, що відповідають стаціонарному потенціалу (початок запису кривої), перебувають в пасивній області. Для зразків 2 і 5 електричний струм у пасивній області на порядок нижчий, ніж для зразка 6.

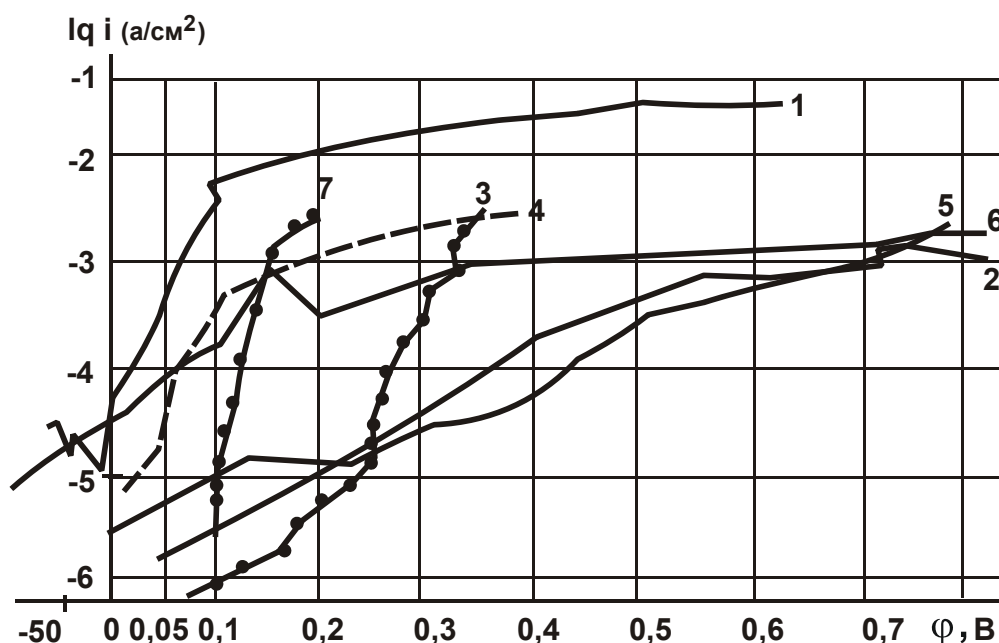


Рис. 7.26. Поляризаційні криві

Умовні позначення: 1 – вихідний зразок; 2 – зразок, покритий Ті за температури у 400 °С; 3 – зразок після іонного очищення (30 хвилин); 4 – зразок, покритий Ті за температури 200 °С; 5, 6 – зразок, покритий Ті за температури у 400 °С; 7 – непокритий зразок.

За показником корозійної стійкості серед незахищених зразків має мінімальну стійкість зразок 1, максимальну стійкість – зразок 3 і середнє значення – зразок 7. Зразок 4 найменш стійкий серед зразків, покритих нітридом титана. Причому його стійкість лише незначно відрізняється від стійкості зразка 1 з потенціалом 0,1 В, але він менш стійкий, ніж зразок 7.

У чотирьох зразках (1, 3, 4 і 7) пожовтіння розчину пов'язане з розчиненням підложки. У зразку 4 іде інтенсивне розчинення з незначними потенціалами. Зразок 6, покритий Ti, характеризується найбільш негативним потенціалом порівняно з іншими зразками. Область пасивного стану 0,15 – 0,3 В. Незважаючи на це, в активній області він розчиняється аналогічно до зразка 4, хоча в пасивній області струми розчинення в 5 – 7 разів нижчі. Однак його можна віднести до зразків з гарним стійким покриттям. Зразки 2 і 5, покриті нітридом титана та титаном за температури у 400 °С, і є найбільш стійкими. Зразок 5 має широку область пасивного стану – до 0,4 В. У зразка 2 покриття більш стійке. Підйом струму на цьому зразку може бути обумовлений не розчиненням підложки, а окисдуванням титана. В області до 0,3 В (на ділянці підйому струму) іде розчинення підложки. Характер зміни поляризаційних кривих ще раз підтверджує необхідність очищення поверхонь від залишків технологічного середовища, а також їх захисту від окислювання, що дуже важливо для деталей, які працюють в умовах дії світлового потоку.

## Висновки до розділу 7

Експериментально встановлено, що з існуючих методів механічної обробки найбільш ефективними з погляду утворення світловідбивальних поверхонь деталей є тонке точіння алмазним інструментом, алмазне вигладжування й методи абразивної обробки. Дані методи забезпечують найменші значення відношення  $R_a/R_{max}$  і найбільші значення критерію шорсткості поверхні та коефіцієнта відбиття поверхні.

Перспективними напрямками подальшого розвитку абразивної обробки з метою досягнення надгладкої поверхні металевих виробів з оптичними властивостями є метрологічне забезпечення контролю якості обробки, вибір технологічного середовища та розроблення системи управління процесом формоутворення поверхневих шарів виробів.

Встановлено, що ефективність процесу абразивного полірування підвищується зі збільшенням окружної швидкості полірувальника, вищої за 30 м/с з одночасним зниженням зернистості абразиву. Для зменшення часу обробки необхідно, щоб зернистість абразиву не перевищувала максимальну висоту мікронерівностей  $R_{max}$  вихідної поверхні.

## Висновки

Розроблено нову математичну модель формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки, що дозволила виразити зв'язок між шорсткістю й оптичними характеристиками оброблюваної поверхні за допомогою відносної довжини профілю. Доведено, що відносна довжина профілю цілком однозначно визначається відношенням середньоарифметичного відхилення профілю до максимального значення висотного параметра шорсткості поверхні ( $R_a/R_{max}$ ), яке змінюється в досить широкі межі: 0 ... 0,29. Це вказує на можливість підвищення світловідбивальної здатності оброблюваних поверхонь і, відповідно, експлуатаційних властивостей деталей з тонкого листа та стрічок.

Введено новий параметр для оцінювання шорсткості світловідбивальних поверхонь – критерій шорсткості, заснований на використанні умови енергетичної рівноваги регулярного або нерегулярного профілю, що утворюється під час обробки поверхні. Доведено, що три вищевказаних параметри аналітично пов'язані між собою й у сукупності дають досить повне фізичне уявлення про зв'язок шорсткості з оптичними характеристиками оброблюваної поверхні та дозволяють науково обґрунтовано підійти до вибору оптимального методу обробки світловідбивальних поверхонь. Теоретично визначені умови підвищення світловідбивальної здатності поверхонь, які полягають в зменшенні відношення  $R_a/R_{max}$ , відносної довжини профілю та збільшенні критерію шорсткості.

Розрахунками встановлено, що зі зміною шорсткості і, відповідно, оптичних характеристик поверхні, з'являється можливість зменшення температури нагрівання та температурних деформацій довгомірного трубчастого елемента. Поряд із традиційними підходами (вибір геометричних розмірів перетину трубчастого елемента та теплофізичних характеристик застосовуваних матеріалів) це створює додаткові резерви підвищення його експлуатаційних властивостей (зниження нерівномірності нагрівання та теплового вигину).

Проведено комплекс експериментальних досліджень зі встановлення зв'язку параметрів шорсткості обробки  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_a/R_{max}$  і критерію шорсткості з оптичними характеристиками поверхонь, оброблених різними механічними та фізико-технічними методами (точінням і тонким точінням алмазним інструментом, фрезеруванням, шліфуванням, вигладжуванням, гідроабразивною обробкою й обробкою металевим дро-

бом, абразивним поліруванням, електрохімічним поліруванням та ін.). Установлений чіткий взаємозв'язок між відношенням  $R_a/R_{max}$ , критерієм шорсткості та коефіцієнтами відбиття, поглинання та випромінювання. Доведено, що меншим значенням  $R_a/R_{max}$  відповідають більші значення критерію шорсткості, коефіцієнта відбиття та менші значення коефіцієнтів поглинання та випромінювання. Водночас відношення  $R_a/R_{max}$  змінюється в більших межах (0,033 ... 0,16 – для зразків із прокату алюмінієвого сплаву АМг4), ніж критерій шорсткості (0,84 ... 0,967), що вказує на важливість використання даного відношення для оцінювання шорсткості світловідбивальних оброблених поверхонь. Отримані експериментальні дані узгоджуються з теоретичними, що свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі та дозволяє встановити функціональні зв'язки між шорсткістю й оптичними характеристиками оброблених поверхонь.

Експериментально встановлено, що з усіх досліджуваних методів механічної обробки найбільш ефективними з погляду створення високо-світловідбивальних поверхонь (зі забезпеченням дзеркального характеру відбиття) жорстких деталей з алюмінієвих і мідних сплавів є тонке точіння алмазним інструментом і алмазне вигладжування, а для деталей з тонкого листа та стрічок – методи абразивного й електрохімічного полірування. Дані методи забезпечують найменші значення  $R_a/R_{max}$  і найбільші значення критерію шорсткості та коефіцієнта відбиття поверхні.

Показано можливість підвищення коефіцієнта відбиття поверхні за рахунок застосування в процесі полірування алмазних паст із зернами АСМ 2/1. Установлено також, що введення в абразивну суміш полімеру забезпечує збільшення інтенсивності знімання матеріалу та зменшення шорсткості за рахунок хімічної дії на оброблювану поверхню. На цій основі розроблений та захищений авторським посвідченням на винахід ефективною абразивною сумішю, що включає 5 – 8 % алмазного мікропорошку, 5 – 7 % полівінілацетатної дисперсії, а інше – дистильована вода.

Експериментально встановлена можливість підвищення відбивної здатності поверхні під час електрохімічного полірування за рахунок збільшення сили струму до  $70 \text{ А/дм}^2$ , температури електроліту до  $70 \text{ }^\circ\text{C}$  і часу обробки до 1 хв. Показано, що електрохімічне полірування забезпечує поліпшення механічних характеристик оброблюваного матеріалу, а електроконтактний спосіб його здійснення ефективніший за ванний за рахунок активації відновлення та зняття прианодного шару.

Установлено, що для створення світловідбивальних поверхонь (зі забезпеченням дифузійного характеру відбиття, для якого відношення коефіцієнтів поглинання та випромінювання приймають невеликі значення) найбільш ефективними є струминно-абразивна обробка, хімічне й електрохімічне витравлювання, обкатування поверхонь еластичним інструментом, а також нанесення покриттів електрохімічним способом. Доведено, що найменші значення відношення коефіцієнтів поглинання та випромінювання (0,2 ... 0,27) для анодованих поверхонь досягаються методом наповнення у воді та хромпику зразків стрічки у стані поставки.

Для контролю фізико-хімічного стану оброблених поверхонь у роботі запропонована методика оцінювання роботи виходу електронів. Установлено, що максимальним значенням критерію шорсткості відповідають максимальні значення контактної різниці потенціалів, а мінімальні значення КРП відповідають забрудненню або окисленню поверхням.

Розроблено математичну модель стійкості тонкостінних трубчатих елементів із пружних стрічок у процесі абразивного полірування їх поверхонь. Це дозволило визначити граничні значення параметрів режиму різання, за яких сила різання досягає критичного значення, обумовленого втратою стійкості пружної стрічки.

На основі результатів досліджень розроблені спеціальне устаткування й ефективні технології фінішної обробки світловідбивальних поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок (довгомірних трубчастих елементів). За розробленою технологією на спеціальному устаткуванні виготовлена партія довгомірних трубчастих елементів діаметром 0,024 м з поліпшеними експлуатаційними характеристиками та високою світловідбивальною здатністю оброблених поверхонь (коефіцієнт відбиття на рівні 0,7 ... 0,75 і більше). Розроблена технологія впроваджена на ряді підприємств і за технічними і економічними показниками перевершує існуючі технології.

У роботі розроблена нова технологія фінішної обробки деталей термоса з тонколистових матеріалів, що забезпечує створення поверхонь, що розсіюють світло. Кінематика процесу заснована на обкатуванні поверхні еластичним абразивним інструментом, у результаті чого досягається матування поверхні з заданими оптичними характеристиками.

## Використана література

1. Абразивное изнашивание / В. Н. Виноградов, Т. М. Сорокин, М. Г. Колокольников и др. ; под ред. В. Н. Виноградова. – М. : Машиностроение, 1990. – 224 с.
2. Аврутин Ю. Д. Рельеф шлифовального круга и его связь с шероховатостью шлифовальной поверхности : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ю. Д. Аврутин. – Л. : ЛПИ, 1977. – 23 с.
3. Агабабов С. Г. Влияние шероховатости поверхности твердого тела на его радиационные свойства и методы их экспериментального определения / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М. : Наука, 1968. – Т. 6. – № 1. – С. 78.
4. Агабабов С. Г. Влияние фактора шероховатости на радиационные свойства тел (экспериментальная проверка) / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М. : Наука, 1970. – Т. 8. – № 4. – С. 770–774.
5. Агабабов С. Г. Влияние фактора шероховатости на радиационные свойства твердого тела со случайной шероховатостью / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М. : Наука, 1976. – Т. 13. – № 2. – С. 314–318.
6. Адорджан А. Оптические свойства шероховатых поверхностей / А. Адорджан // Ракетная техника и космонавтика. – М. : Мир, 1971. – Т. 9. – С. 18–21.
7. Алмазная обработка : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К. : ІЗМН, 1996. – 168 с.
8. Алмазно-абразивная обработка материалов : справочник / Под общ. ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.
9. Алмазно-абразивные составы с полимерными добавками, применяемые при доводке прецизионных деталей / В. С. Коваленко, В. М. Рубан, В. Г. Шкурупий и др. // Резание и инструмент. – Х. : ХПИ, 1982. – Вып. 28. – С. 30–32.
10. Ампилогов В. А. Исследование влияния динамики массы загрузки и других факторов на интенсивность отделочных процессов объемной вибрационной обработки : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. А. Ампилогов. – Пермь : ППИ, 1974. – 34 с.



11. Андилахай А. А. Научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. А. Андилахай. – Одесса : ОНПУ, 2013. – 47 с.
12. Бабичев А. П. Вибрационная обработка деталей / А. П. Бабичев. – М. : Машиностроение, 1974. – 134 с.
13. Бабичев А. П. Исследование технологических основ процессов обработки деталей в среде колеблющихся тел с использованием низкочастотных вибраций : дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. П. Бабичев. – Ростов-н/Д : РИСХМ, 1975. – 462 с.
14. Бабичев А. П. Основы вибрационной технологии : учеб. пособ. / А. П. Бабичев. – Ростов-н/Д: РИСХМ, 1994. – 187 с.
15. Бабичев А. П. Теоретико-вероятностная модель процесса виброобработки плоской детали в случае эллиптических пятен контакта / А. П. Бабичев, Н. Т. Мишняков // Прогрессивная отделочно-упрочняющая технология : Межвуз. сб. – Ростов-н/Д: РИСХМ, 1981. – С. 8–10.
16. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – К. : Наук. думка, 1978. – 207 с.
17. Барон Ю. М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю. М. Барон. – Л. : Машиностроение, 1988. – 176 с.
18. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Х. : ХГТУ, 1995. – 56 с.
19. Беляев Н. М. Соппротивление материалов / Н. М. Беляев. – М. : Физматгиз, 1965. – 358 с.
20. Бидерман В. Л. Механика тонкостенных конструкций / В. Л. Бидерман. – М. : Машиностроение, 1977. – 488 с.
21. Бидерман В. Л. Растяжение и кручение ленточных цилиндрических пружин при больших перемещениях / В. Л. Бидерман, В. Н. Шитиков // Изв. АН СССР, Механика твердого тела. – 1970. – № 1. – С.137–141.
22. Билик Ш. М. Абразивно-жидкостная обработка металлов / Ш. М. Билик. – М. : Машгиз, 1960. – 199 с.
23. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 343 с.

24. Богомолов Н. И. Основные процессы при взаимодействии абразива и металла : дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. И. Богомолов. – К. : КПИ, 1967. – 133 с.
25. Боли В. Теория температурных напряжений / В. Боли, Дж. Уэйнер. – М. : Изд-во "Мир", 1973. – 258 с.
26. Бронштейн И. Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – 13-е изд., испр. – М. : Наука, 1986. – 544 с.
27. Бугер П. Оптический трактат о градации света / П. Бугер; пер. с англ. под ред. А. А. Гершуна. – М. : АН СССР, 1952. – 479 с.
28. Бурштейн И. Е. Объемная вибрационная обработка / И. Е. Бурштейн, В. В. Балицкий, А. Ф. Духовский. – М. : Машиностроение, 1981. – 52 с.
29. Ваксер Д. Б. Пути повышения производительности абразивного инструмента при шлифовании / Д. Б. Ваксер. – М. : Машиностроение, 1964. – 123 с.
30. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М. : Наука, 1969. – 576 с.
31. Виноградов В. Н. Изнашивание при ударе / В. Н. Виноградов, Г. М. Сорокин, А. Ю. Албагагиев. – М. : Машиностроение, 1982. – 192 с.
32. Високопродуктивне шліфування : навч. посіб. / О. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков та ін. – К. : ІСДО, 1995. – 180 с.
33. Витенберг Ю. Р. Микрогеометрия и теплоотдающие свойства поверхностей в разреженных газах / Ю. Р. Витенберг, А. Д. Терехова, Е. Н. Фролов // Сб. "Микрогеометрия в инженерных задачах". – Рига : Знание, 1973. – С. 91–103.
34. Витенберг Ю. Р. Шероховатость и методы ее оценки / Ю. Р. Витенберг. – Л. : Судостроение, 1971. – 108 с.
35. Власов В. З. Тонкостенные упругие стержни : избранные труды / В. З. Власов. – М. : Изд-во АН СССР, 1963. – Т. 2. – 320 с.
36. Воздвиженский Г. С. К вопросу о чистоте металлической поверхности, обработанной полировкой / Г. С. Воздвиженский // Известия Казан. фил. АН СССР. Серия химич. наук. – 1950. – Вып. 1. – С. 54–60.
37. Вульф А. М. Геометрические параметры режущих элементов абразивных зерен шлифовального круга / А. М. Вульф, А. В. Мурдасов // Абразивы. – 1968. – № 1. – С. 19–24.

38. Гаркунов Д. Н. Триботехника / Д. Н. Гаркунов. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.
39. Глейзер Л. А. О сущности процесса круглого шлифования / Л. А. Глейзер // Вопросы точности в технологии машиностроения. – М. : Машиностроение, 1959. – С. 5–24.
40. Гнеденко Б. В. Курс теории вероятностей / Б. В. Гнеденко. – М. : Наука, 1988. – 448 с.
41. Гнусин Н. П. Шероховатость электроосажденных поверхностей / Н. П. Гнусин, Н. Я. Коварский. – М. : Изд-во “Наука”, 1979. – 328 с.
42. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Х. : Вища школа; Изд-во ХГУ, 1985. – 184 с.
43. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.
44. Гребенщиков И. В. Роль химии в процессе полирования / И. В. Гребенщиков // Качество поверхности деталей машин : сб. статей Всесоюз. научн.-техн. семинара (Москва, 3 июля 1957 г.). – М. : МДНТП, 1957. – С. 17–18.
45. Григорьев Л. Я. Инженерные задачи нестационарного теплообмена / Л. Я. Григорьев, О. Н. Маньковский. – Л. : Изд-во “Энергия”, 1968. – 72 с.
46. Грилихес С. Я. Электрохимическое полирование. Теория и практика. Влияние на свойства металлов / С. Я. Грилихес. – М. : Машиностроение, 1976. – 207 с.
47. Дальский А. М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей / А. М. Дальский. – М. : Машиностроение, 1975. – 224 с.
48. Демкин Н. Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н. Б. Демкин, Э. В. Рыжов. – М. : Машиностроение, 1981. – 244 с.
49. Димов Ю. В. Управление качеством поверхностного слоя детали при обработке абразивными гранулами: дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Ю. В. Димов. – Иркутск : ИПИ, 1987. – 543 с.
50. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / С. А. Дитиненко. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2005. – 20 с.
51. Дрожин В. Ф. Исследование алмазной притирки внутренних резьбовых поверхностей из закаленных сталей : дис. ... канд. техн. наук :

спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. Ф. Дрожин. – Челябинск : ЧПИ, 1980. – 210 с.

52. Дунин-Барковский И. В. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности / И. В. Дунин-Барковский, А. Н. Карташова. – М. : Машиностроение, 1978. – 232 с.

53. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.

54. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.

55. Евстигнеев М. И. Технология производства деталей летательных аппаратов : учебник для авиационных вузов / М. И. Евстигнеев, А. В. Подзей, А. М. Сулима. – М. : Машиностроение, 1982. – 260 с.

56. Елисеев А. С. Техника космических полетов / А. С. Елисеев. – М. : Машиностроение, 1983. – 312 с.

57. Жуковский Б. Д. Технология изготовления пружин трубчатого профиля / Б. Д. Жуковский // Сталь. – 1969. – № 12. – С. 1121–1124.

58. Зигель Р. Теплообмен излучением / Р. Зигель, Дж. Хауэлл; пер. с англ. под ред. докт. техн. наук Хрусталева Б. А. – М. : Изд-во “Мир”, 1975. – 934 с.

59. Излучательные свойства твердых материалов : справочник / под общ. ред. А. Е. Шейндлина. – М. : Энергия, 1974. – 472 с.

60. Инженерный справочник по космической технике / В. А. Алатырцев, А. И. Алексеев, М. А. Байков и др.; под ред. А. В. Солодова. – М. : МО СССР, 1977. – 430 с.

61. Инженерный справочник по космической технике / под ред. А. В. Солодова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Воениздат, 1977. – 430 с.

62. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполитов. – М. : Машиностроение, 1969. – 331 с.

63. Исаев А. И. Влияние температуры шлифования на изменение свойств поверхностного слоя деталей / А. И. Исаев, С. С. Силин // Труды МАТИ. – 1969. – Вып. 38. – С 32–36.

64. Калинин Е. П. Определение толщин срезов металла абразивными зёрнами при различных схемах шлифования / Е. П. Калинин // Известия вузов. – М. : Машиностроение, 1992. – № 1. – С.140–145.

65. Каминский М. Атомные и ионные столкновения на поверхности металла / М. Каминский. – М. : Мир, 1967. – 506 с.

66. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 212 с.
67. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др.; под ред. А. А. Сагарды. – К. : Наук. думка, 1979. – 244 с.
68. Кащеев В. Н. Абразивное разрушение твердых тел / В. Н. Кащеев. – М. : Наука, 1970. – 248 с.
69. Кащеев В. Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов / В. Н. Кащеев. – М. : Машиностроение, 1978. – 213 с.
70. Кедров С. М. Средства повышения производительности доводки металлов / С. М. Кедров // Станки и инструмент. – 1987. – № 6. – С. 10–13.
71. Комбалов В. С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ / В. С. Комбалов. – М. : Наука, 1974. – 112 с.
72. Королев А. А. Современная технология формообразующего суперфиниширования поверхностей деталей сложного профиля / А. А. Королев. – Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2001. – 156 с.
73. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.
74. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1989. – 320 с.
75. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
76. Космическое оружие: дилемма безопасности / А. Г. Арбатов, А. А. Васильев, Е. П. Велихов и др. ; под ред. Е. П. Велихова. – М. : Мир, 1986. – 182 с.
77. Костецкий Б. Н. Качество поверхности и трение в машинах / Б. Н. Костецкий, Н. Ф. Колисниченко. – К. : Техника, 1969. – 215 с.
78. Кочаров Э. А. Контроль подготовки поверхностей металлов к склеиванию / Э. А. Кочаров, В. П. Самсонов, Ю. А. Самохвалов // Поверхностный слой, точность и эксплуатационные свойства деталей машин и приборов : Материалы семинара. – М. : МДНТП, 1960. – С. 16–19.
79. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Камбалов. – М. : Машиностроение, 1977. – 525 с.

80. Лукьянов В. С. Параметры шероховатости поверхности / В. С. Лукьянов, Я. А. Рудзит. – М. : Изд-во стандартов, 1979. – 162 с.
81. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М. : Машиностроение, 1969. – 197 с.
82. Мартынов А. Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами / А. Н. Мартынов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1981. – 212 с.
83. Мартынов А. Н. Разработка основ метода обработки деталей несвязанным абразивом, уплотненным инерционными силами : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / А. Н. Мартынов. – М. : МВТУ им. Баумана, 1983. – 32 с.
84. Маслов Е. Н. Основные направления в развитии теории резания абразивным, алмазным и эльборовым инструментом / Е. Н. Маслов, Н. В. Постникова. – М. : Машиностроение, 1975. – 48 с.
85. Маслов Е. Н. Теоретические основы процессов царапания металлов / Е. Н. Маслов // Склерометрия. – М. : Наука, 1968. – С. 24–44.
86. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 319 с.
87. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л. : Машиностроение, 1985. – 496 с.
88. Матюха П. Г. Теоретические и экспериментальные исследования кинематики процесса и рельефа круга при алмазно-искровом шлифовании : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / П. Г. Матюха. – М. : МВТУ им. Баумана, 1980. – 16 с.
89. Муравейский Н. Д. Получение стальных поверхностей высшего класса чистоты / Н. Д. Муравейский // Оптико-механич. пром-сть. – 1956. – № 3. – С. 81-85.
90. Непомнящий Е. А. О закономерностях образования микрорельефа поверхностей при обработке потоком абразивных частиц / Е. А. Непомнящий, З. И. Кремень, М. Л. Массарский // Известия вузов. – М. : Машиностроение, 1984. – № 2. – С. 117–121.
91. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Г. В. Новиков. – Одесса : ОПИ, 1990. – 16 с.
92. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології

в машинобудуванні : Зб. наук. праць НТУ “ХПІ”. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.

93. Новиков Ф. В. Аналитическое определение параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : Материалы научн.-техн. конф. (Одесса, 19–20 мая 2009 г.). – К. : АТМ Украины, 2009. – С. 140–144.

94. Новиков Ф. В. Исследования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке методами теории вероятности / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Вісник НТУ “ХПІ”. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2004. – № 44. – С. 140–149.

95. Новиков Ф. В. Обоснование связи геометрических характеристик светоотражающих поверхностей штанг с отверстиями с их эксплуатационными свойствами / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Физические и компьютерные технологии : Труды 11-й Международ. научн.-техн. конф. (Харьков, 2–3 июня 2005 г.). – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 119–126.

96. Новиков Ф. В. Повышение качества обработки при круглом наружном алмазном шлифовании специальных твердосплавных инструментов / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко // Резание и инструмент в технологических системах : Международ. научн.-техн. сборн. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2004. – Вып. 67. – С. 74–85.

97. Новиков Ф. В. Теоретические и экспериментальные исследования шероховатости обработанной поверхности / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Физические и компьютерные технологии : Труды 9-й Международ. научн.-техн. конф. (Харьков, 3–4 июня 2004 г.). – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 11–15.

98. Новиков Ф. В. Условия формирования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Резание и инструмент в технологических системах. – Х. : ХПІ, 2001. – Вып. 60. – С. 171–176.

99. Новиков Ф. В. Установление функциональных связей между параметрами шероховатости и оптическими характеристиками обработанной поверхности / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Резание и инструмент в технологических системах : Межд. научн.-техн. сб. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2005. – Вып. 68. – С. 312–318.

100. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн.

наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф. В. Новиков. – Одесса : ОГПУ, 1995. – 36 с.

101. 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. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2013. – № 5 (979). – С. 199–210.

102. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

103. Новоселов Ю. К. Обеспечение стабильности точности деталей при шлифовании / Ю. К. Новоселов, Е. Ю. Татаркин. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1988. – 128 с.

104. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах / И. Н. Карташов, М. Е. Шаинский, В. А. Власов и др. ; под ред. И. Н. Карташова. – К. : Вища школа, 1975. – 188 с.

105. Окисление титана и его сплавов / А. С. Бай, Д. И. Лайнер, Е. Н. Слесарев и др. ; под ред. Д. И. Лайнера. – М. : Metallургия, 1970. – 317 с.

106. Оликер В. Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий / В. Е. Оликер. – М. : Metallургия, 1990. – 176 с.

107. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л. : Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.

108. Пастухова Ж. П. Пружинные сплавы меди / Ж. П. Пастухова, А. Г. Рахштадт. – М. : Metallургия, 1979. – 335 с.

109. Пичко А. С. Струйно-абразивная обработка внутренней поверхности труб / А. С. Пичко. – М. : НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1979. – 26 с.

110. Пичко А. С. Струйно-абразивная обработка / А. С. Пичко. – М. : НИИМаш, 1968. – 56 с.

111. Поверхностные свойства твердых тел / под ред. М. Грина. – М. : Мир, 1972. – 239 с.

112. Подураев В. Н. Динамика и прочность вибрационных транспортно-технологических машин / В. Н. Подураев. – Л. : Машиностроение, 1989. – 112 с.

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

114. Политов И. В. Вибрационная обработка деталей машин и приборов / И. В. Политов, Н. А. Кузнецов. – Л. : Лениздат, 1965. – 166 с.



115. Попилов Л. Я. Советы заводскому технологу : справ. пособ. / Л. Я. Попилов. – Л. : Лениздат, 1975. – 263 с.
116. Попов А. С. Применение виброабразивной обработки в машиностроении / А. С. Попов, Д. В. Жердочкин. – М. : Машиностроение, 1974. – 140 с.
117. Попов В. И. Системы ориентации и стабилизации космических аппаратов / В. И. Попов. – М. : Машиностроение, 1986. – 184 с.
118. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М. : Машиностроение, 1977. – 263 с.
119. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – К. : Техника, 1989. – 277 с.
120. Проволоцкий А. Е. Технологические особенности при шлифовании внутренних цилиндрических поверхностей полимер-абразивными кругами / А. Е. Проволоцкий, С. Л. Негруб // Резание и инструмент в технологических системах. – Х. : НТУ “ХПИ”, 2001. – Вып. 60. – С. 193–196.
121. Резников А. Н. Вопросы теории процесса резания при шлифовании сверхтвердыми материалами / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев, В. В. Щипанов // Синтетические алмазы – ключ к техническому прогрессу. – К. : Наук. думка, 1977. – Ч. 1. – 328 с.
122. Резников А. Н. Выбор режимов шлифования синтетическими сверхтвердыми материалами при заданной шероховатости поверхности изделия / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев // Вестник машиностроения. – 1976. – № 6. – С. 69–70.
123. Резников А. Н. Теоретико-вероятностное описание режущего аппарата шлифовальных инструментов, толщины среза и усилия резания / А. Н. Резников, О. Б. Федосеев, В. В. Щипанов // Физическая и химическая обработка материалов. – 1976. – № 4. – С. 93–102.
124. Резников А. Н. Теплофизика резания / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 288 с.
125. Резников Г. Б. Антенны летательных аппаратов / Г. Б. Резников. – М. : Советское радио, 1967. – 416 с.
126. Рудзит Я. Н. Микрогеометрия и контактное взаимодействие поверхностей / Я. Н. Рудзит. – Рига : Зинатне, 1975. – 214 с.
127. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин / Э. В. Рыжов. – М. : Машиностроение, 1966. – 193 с.
128. Рыжов Э. В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – К. : Наук. думка, 1984. – 272 с.

129. Рэлей Д. Теория звука / Д. Рэлей. – М. : ГИТТЛ, 1964. – 128 с.
130. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, П. П. Мишнаевский. – К. : Техніка, 1974. – 179 с.
131. Сакулевич Ф. Ю. Магнитно-абразивная обработка точных деталей / Ф. Ю. Сакулевич, Л. К. Минин, Л. А. Олендер. – Минск : Вышэйша школа, 1977. – 288 с.
132. Сакулевич Ф. Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф. Ю. Сакулевич. – Минск : Наука и техника, 1981. – 328 с.
133. Салтыков С. А. Стереометрическая металлография / С. А. Салтыков. – М. : Металлургия, 1976. – 270 с.
134. Самодумский Ю. М. Исследование процесса микрорезания, режущих свойств и стойкости абразива при вибрационной обработке : дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / Ю. М. Самодумский. – Ростов-н/Д. : РИСХМ, 1973. – 215 с.
135. Свойства упругих элементов из лент пружинных сплавов / Ю. Ф. Назаров, В. Г. Шкурупий, А. Г. Рахштадт и др. – М. : МиТОМ, 1978. – № 6. – С. 66–67.
136. Сергиев А. П. Отделочная обработка в абразивных средах без жесткой кинематической связи : автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / А. П. Сергиев. – Тула : ТулПИ, 1990. – 50 с.
137. Синтетические алмазы в машиностроении / под ред. В. Н. Бакуля. – К. : Наук. думка, 1976. – 351 с.
138. Синтетические сверхтвердые материалы : в трех томах. Т. 3. Применение синтетических сверхтвердых материалов. / Редкол. : Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – К. : Наук. думка, 1986. – 280 с.
139. Скворчевский Н. Я. Эффективность магнитно-абразивной обработки / Н. Я. Скворчевский, Э. Н. Федорович, П. И. Ящерицын. – Минск : Наука и техника, 1991. – 215 с.
140. Современное состояние механики космического полета / под ред. Б. Ричардса; пер. с англ. – М. : Наука, 1969. – 356 с.
141. Сошников С. А. Повышение работоспособности алмазных кругов при шлифовании твердосплавных изделий с прерывистыми поверхностями : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / С. А. Сошников. – Тула : ТулПИ, 1984. – 23 с.

142. Сулима А. М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных титановых сплавов / А. М. Сулима, М. И. Евстигнеев. – М. : Машиностроение, 1974. – 256 с.
143. Сулима А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А. М. Сулима, В. А. Шулов, Ю. Д. Ягодкин. – М. : Машиностроение, 1988. – 240 с.
144. Тененбаум М. М. Сопротивление абразивному изнашиванию / М. М. Тененбаум. – М. : Машиностроение, 1976. – 271 с.
145. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособ. / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с.
146. Теоретические основы технологии машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов и др. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 491 с.
147. Теплообмен и тепловой режим космических аппаратов / под ред. Дж. Лукаса. – М. : Изд-во “Мир”, 1974. – С. 17–38.
148. Технологические методы обеспечения заданных радиационных свойств поверхностей деталей приборов / Ю. Ф. Назаров, П. Д. Дудко, В. Г. Шкурупий и др. // Совершенствование технологии приборостроения на основе последних достижений науки и техники : Тезисы докл. Всесоюзн. научн.-техн. конф. (Москва, 15 мая 1973 г.) – М. : НТО “Приборпром”, 1973. – С. 61.
149. Технология тонких пленок : справочник / под ред. Л. Майссела, Р. Глэнга; пер. с англ. под ред. М. И. Елинсона, Г. Г. Смолко.– М. : Сов. радио, 1977. – Т. 1. – 664 с. – Т. 2. – 768 с.
150. Ткаченко В. П. Підвищення ефективності технології прецизійної обробки ущільнювальних кілець із композиційного матеріалу на основі реліту : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. П. Ткаченко. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2004. – 21 с.
151. Топорец А. С. Зеркальное отражение от шероховатой поверхности / А. С. Топорец // Оптика и спектроскопия. – 1964. – Т. 11. – С. 26–38.
152. Триботехнология формирования поверхностей / И. Х. Чеповецкий, С. А. Ющенко, А. В. Бараболя и др.; под ред. И. Х. Чеповецкого // АН УССР. Ин-т сверхтвердых материалов. – К. : Наук. думка, 1989. – 232 с.
153. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и

А. В. Якимова. – В 10-ти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.

154. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В 10-ти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.

155. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В 10-ти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 6. "Качество обработки деталей машин". – 716 с.

156. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, 1979. – 245 с.

157. Фролов С. А. Кибернетика и инженерная графика / С. А. Фролов. – М. : Машиностроение, 1974.

158. Хомич Н. С. Магнитно-абразивная обработка: технология и оборудование / Н. С. Хомич. – Минск : БелНИИНТИ, 1991. – 48 с.

159. Худобин Л. В. Шлифование заготовок из коррозионностойких сталей с применением СОЖ / Л. В. Худобин, М. А. Белов. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1989. – 148 с.

160. Хусу А. П. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / А. П. Хусу, Ю. Р. Витенберг, В. А. Пальмов. – М. : Изд-во "Наука", 1975. – 343 с.

161. Цеснек Л. С. Механика и микрофизика истирания поверхностей / Л. С. Цеснек. – М. : Машиностроение, 1979. – 264 с.

162. Шероховатость поверхности. ГОСТ 2789–73, ГОСТ 2309–73. – М. : Изд-во стандартов, 1975. – 24 с.

163. Шкилько В. В. Экзоэмиссионный анализ поверхностного слоя реальных объектов / В. В. Шкилько, В. В. Борисов, Ю. Ф. Назаров // Поверхностный слой, точность, эксплуатационные свойства деталей машин и приборов : Мат-лы Всесоюз. научн.-техн. семинара (Москва, 23–25 ноября 1986 г.) – М. : МАИ, 1986. – С. 41–43.

164. Шкурупий В. Г. Аналитическое описание и технологическое обеспечение параметров шероховатости обработки / В. Г. Шкурупий, Ф. В. Новиков // Резание и инструмент в технологических системах. – Х. : НТУ "ХПИ", 2004. – Вып. 67. – С. 46–56.

165. Шкурупий В. Г. Влияние отделочных методов обработки и свойств материалов на состояние поверхностного слоя деталей / В. Г. Шкурупий // Современные инструментальные системы, информа-

ционные технологии и инновации : Мат-лы V междунар. научн.-техн. конф. (Курск, 20–21 мая 2007 г.). – Курск : Курск. гос. техн. ун-т, 2007. – С. 192–197.

166. Шкурупий В. Г. Исследование влияния условий абразивного полирования на изменение высотных параметров шероховатости поверхности / В. Г. Шкурупий // Наукові праці Донецьк. нац. техн. ун-ту. Серія : Машинобудування і машинознавство. – Донецьк : ДонНТУ, 2008. – Вип. 5 (139). – С. 134–139.

167. Шкурупий В.Г. Исследование закономерностей изменения шероховатости поверхностей деталей в процессе хранения / В. Г. Шкурупий // Інформаційні технології : наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : Мат-ли Міжнар. наук.-практ. конф. (Харків, 17–18 травня 2007 р.). – Х. : Вид-во “Курсор”, 2007. – С. 232–236.

168. Шкурупий В. Г. Обоснование параметров режимов абразивной обработки пружинных штанг из лент хромоникелевых и медно-бериллиевых сплавов / В. Г. Шкурупий, Ф. В. Новиков // Вісник НТУ “ХПІ”. Зб. наук. праць. Темат. вип. : Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ “ХПІ”, 2005. – № 12. – С. 96–109.

169. Шкурупий В. Г. Особенности анализа шероховатости отражающих поверхностей, обработанных резанием / В. Г. Шкурупий // Резание и инструмент. – Х. : ХПИ, 1982. – Вып. 27. – С. 74–80.

170. Шкурупий В. Г. Особенности процессов финишной обработки светоотражающих поверхностей / В. Г. Шкурупий // Динамика элементов конструкций летательных аппаратов : Сб. научн. тр. ХАИ. – Х. : ХАИ, 1985. – С. 111–121.

171. Шкурупий В. Г. Повышение эффективности финишных методов обработки материалов / В. Г. Шкурупий, П. Д. Дудко. – К. : РДЭНТП, 1979. – 24 с.

172. Шкурупий В. Г. Светопоглощательная способность поверхностей после полирования алмазно-абразивными пастами / В. Г. Шкурупий // Сб. “Алмазы и сверхтвердые материалы”. – М. : НИИМАШ, 1978. – С. 11–12.

173. Шкурупий В. Г. Сглаживание поверхностного слоя деталей из меди и алюминия при их абразивном полировании / В. Г. Шкурупий, Ю. Ф. Назаров // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь : ПГТУ, 2010. – Вып. 12. – С. 281–285.

174. Шкурупий В. Г. Технологии изготовления выдвижных упругих элементов / В. Г. Шкурупий // Физические и компьютерные технологии в

народном хозяйстве : Труды 4-й Междунар. научн.-технич. конф. (Харьков, 23–24 октября 2001 г.). – Х. : ХНПК “ФЭД”, 2001. – С. 63–66.

175. Шкурупий В. Г. Технологическое обеспечение оптических свойств поверхностей тонкостенных деталей / В. Г. Шкурупий, Ю. В. Шкурупий // Труды Одесск. политехн. ун-та. – Одесса : ОПУ, 2001. – Вып. 5. – С. 56–61.

176. Шкурупий В. Г. Финишная обработка поверхностей тонкостенных деталей / В. Г. Шкурупий, Ю. В. Шкурупий // Авиационно-космическая техника и технологии : Труды Гос. аэрокосмич. ун-та им. Н. Е. Жуковского “ХАИ”. – Х. : ГАУ “ХАИ”, 2000. – Вып. 14. – С. 259–261.

177. Шкурупий В. Г. Шероховатость и оптические свойства электроосажденных поверхностей / В. Г. Шкурупий // Вісник Харк. держ. техн. ун-ту сільськ. госп-ва. – Х. : ХДТУСГ, 2004. – Вип. 26. – С. 315–319.

178. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок : автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. Г. Шкурупій. – Одеса : ОНПУ, 2006. – 21 с.

179. Шнейдер Ю. Г. Исследование метода изготовления зеркал из алюминиевых сплавов пластическим деформированием / Ю. Г. Шнейдер // Оптико-механическая промышленность. – 1964. – № 2. – С. 18–25.

180. Эванс Ю. Р. Коррозия и окисление металлов / Ю. Р. Эванс. – М. : Машгиз, 1962. – 172 с.

181. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1984. – 312 с.

182. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К. : Техніка, 1993. – 152 с.

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

184. Ящерицын П. И. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев. – Минск : Наука и техника, 1972. – 480 с.

185. Ящерицын П. И. Повышение эксплуатационных свойств шлифованных поверхностей / П. И. Ящерицын. – Минск : Наука и техника, 1966. – 385 с.

186. Ящерицын П. И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П. И. Ящерицын. – Минск : Вы-

шейша школа, 1990. – 512 с.

187. Ящерицын П. И. Технологическая наследственность в машиностроении / П. И. Ящерицын, Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков. – Минск : Навука и тэхніка, 1977. – 240 с.

188. Ящерицын П.И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицын. – Минск : Навука и тэхніка, 1976. – 328 с.

189. Ящерицын П.И. Финишная обработка деталей уплотненным потоком свободного абразива / П. И. Ящерицын, А. Н. Мартынов, А. Д. Гридин. – Минск : Навука и тэхніка, 1978. – 224 с.

190. Ящерицын П. И. Чистовая обработка деталей в машиностроении / П. И. Ящерицын, А. Н. Мартынов. – Минск : Вышейша школа, 1983. – 191 с.

191. Hashish M. Characteristics of Surfaces Machined With Abrasive – Waterjets / M. Hashish // Journ. of Engineering Materials and Technology. – 1991. – No 3. – P. 354–358.

192. Rushing F. C. “Unbendable” booms for gravity gradient systems / F. C. Rushing, A. B. Simon, C. J. Denton // Space/Aeronaut. – 1968. – Vol. 50. – No 3. – P. 76–77.

# ЗМІСТ

Вступ .....	3
Розділ 1. Аналіз найбільш істотних проблем виготовлення металевих виробів із оптичними властивостями .....	5
1.1. Загальна характеристика металевих виробів, які працюють в умовах дії світлового потоку .....	5
1.2. Зв'язок геометричних і оптичних характеристик поверхонь оброблюваних деталей .....	10
1.3. Теоретичні підходи до розрахунку параметрів шорсткості поверхні в умовах фінішної обробки .....	12
1.4. Приклади розрахунку параметрів шорсткості поверхні в процесі фінішної абразивної обробки на основі теорії ймовірностей .....	24
1.5. Розрахункові схеми опису взаємозв'язку шорсткості з поглинальною та випромінювальною здатністю поверхні .....	32
1.6. Загальний аналіз технологічних методів забезпечення оптичних характеристик поверхонь .....	36
1.7. Технологічні можливості обробки деталей вільним абразивом .....	40
1.8. Питання розроблення теорії обробки деталей вільним абразивом .....	51
1.9. Особливості технології обробки поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок .....	62
Висновки до розділу 1 .....	64
Розділ 2. Теоретичні дослідження шорсткості обробленої поверхні й її зв'язків з оптичними характеристиками .....	66
2.1. Розроблення математичної моделі формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки .....	66
2.2. Оцінювання вірогідності отриманого теоретичного рішення .....	75
2.3. Теоретичний аналіз умов зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки .....	85
2.4. Розрахунок і аналіз відносної опорної довжини профілю обробленої поверхні .....	89
2.5. Установлення функціональних зв'язків між параметрами шорсткості й оптичними характеристиками обробленої поверхні .....	92
2.6. Розроблення методики розрахунку нового параметра .....	



шорсткості оброблених світловідбивальних поверхонь .....	98
2.7. Теоретичне обґрунтування зв'язку геометричних характеристик світловідбивальних поверхонь із експлуатаційними властивостями довгомірних трубчастих елементів .....	109
Висновки до розділу 2 .....	118
Розділ 3. Експериментальні дослідження шорсткості обробленої поверхні й її зв'язку з оптичними характеристиками.....	120
3.1. Методика проведення експериментів, використовуване встаткування, інструменти й апаратура .....	120
3.1.1. Використовувані оброблювані матеріали, методи та режими обробки .....	122
3.1.2. Методика визначення шорсткості поверхні .....	125
3.1.3. Вимірювальна апаратура та методики вимірювання параметрів оброблених світловідбивальних поверхонь .....	128
3.1.4. Оцінювання фізико-хімічного стану поверхні на основі контактної різниці потенціалів .....	132
3.2. Вплив методів фінішної механічної та фізико-технічної обробки на шорсткість і оптичні характеристики поверхонь зразків із тонкого листа та стрічок .....	134
3.2.1. Формування шорсткості й оптичних характеристик поверхонь у процесі різання .....	134
3.2.2. Формування шорсткості й оптичних характеристик поверхонь зразків у процесі абразивного полірування .....	147
3.2.3. Вплив умов електрохімічного полірування на шорсткість і оптичні характеристики обробленої поверхні .....	153
3.3. Формування шорсткості й оптичних характеристик електроосаджених покриттів на поверхнях .....	166
Висновки до розділу 3 .....	169
Розділ 4. Розроблення та впровадження ефективних технологій фінішної обробки світловідбивальних поверхонь деталей з тонкого листа та стрічок .....	172
4.1. Розроблення та впровадження технології фінішної обробки довгомірних трубчастих елементів .....	172
4.1.1. Розроблення аналітичної моделі стійкості трубчастої заготовки під час її абразивної обробки й обґрунтування параметрів режиму різання .....	172
4.1.2. Оцінювання технологічності конструкції довгомірних трубчастих елементів .....	190

4.1.3. Обґрунтування маршруту виготовлення довгомірних трубчастих елементів і розроблення технологічного встаткування .....	194
4.1.4. Дослідження якості поверхні довгомірних трубчастих елементів і остаточний вибір режимів їх обробки .....	201
4.1.5. Стан поверхонь довгомірних трубчастих елементів та їх експлуатаційні характеристики .....	204
4.1.6. Техніко-економічні показники пропонованих технічних рішень .....	212
4.2. Розроблення та впровадження ефективної технології фінішної обробки світлорозсіювальних поверхонь деталей термоса ....	213
4.3. Створення матових (світлорозсіювальних) поверхонь деталей, які знайшли застосування в побуті .....	220
Висновки до розділу 4 .....	221
Розділ 5. Теоретичні основи визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування .....	223
5.1. Загальний теоретичний підхід до аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки .....	223
5.2. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивної обробки .....	231
5.3. Аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні в процесі абразивного полірування .....	237
5.4. Аналітичний опис параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування з фіксованим радіальним зусиллям .....	245
5.5. Визначення впливу зношування зерен на шорсткість обробленої поверхні в процесі абразивного полірування .....	255
5.6. Визначення впливу зернистості абразивних зерен на шорсткість обробленої поверхні .....	263
5.7. Аналітичне визначення параметрів силової напруженості абразивного полірування .....	274
Висновки до розділу 5 .....	281
Розділ 6. Теоретичні дослідження шорсткості поверхні та умов її зменшення в процесі абразивної обробки .....	285
6.1. Застосування теоретико-ймовірнісного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі абразивної обробки .....	285

6.2. Спрощений кінематичний підхід до визначення параметрів шорсткості поверхні в процесі доведення .....	296
6.3. Аналітичне визначення умов зменшення шорсткості поверхні в процесі абразивного полірування .....	302
6.4. Експериментальне оцінювання отриманих теоретичних рішень .....	310
Висновки до розділу 6 .....	316
Розділ 7. Експериментальні дослідження умов зменшення висоти мікронерівностей та підвищення оптичних властивостей оброблюваних поверхонь лазерних дзеркал .....	317
7.1. Умови технологічного забезпечення експлуатаційних характеристик деталей у процесі абразивного полірування .....	317
7.2. Вплив чинників абразивної обробки на фізико-хімічний стан поверхонь оброблюваних деталей .....	323
7.3. Взаємозв'язок параметрів поверхонь деталей з оптичними характеристиками .....	332
7.4. Оптимізація параметрів абразивного полірування .....	340
7.5. Властивості поверхневого шару після абразивної обробки ...	347
7.6. Технологічне забезпечення параметрів якості поверхонь металевих лазерних дзеркал на фінішних операціях .....	351
7.7. Формування неметалевих плівок на поверхнях виробів з алюмінієвих і титанових сплавів .....	355
7.8. Дослідження закономірностей зміни шорсткості поверхні деталей у процесі їх зберігання .....	360
Висновки до розділу 7 .....	364
Висновки .....	365
Використана література .....	368

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**Новіков** Федір Васильович  
**Шкурупій** Валентин Григорович

**ОСНОВИ ОБРОБКИ  
МЕТАЛЕВИХ ВИРОБІВ  
З ОПТИЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ**

Відповідальний за випуск *Новіков Ф. В.*

Відповідальний редактор *Оленич М. М.*

Редактор *Ганцевич Н. І.*

Коректор *Ганцевич Н. І.*

План 2015 р. Поз. № 81-Н.

Підп. до друку 24.12.2015 р. Формат 60x90 1/16. Папір офсетний. Друк цифровий.

Ум. друк. арк. 24,25. Обл.-вид. арк. 30,31. Тираж 500 пр. Зам. № 264.

Видавець і виготівник – ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 61166, м. Харків, просп. Леніна, 9-А

*Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру*

***ДК № 4853 від 20.02.2015 р.***