

Міністерство освіти і науки України  
Державний університет «Житомирська політехніка»

**ОБРОБКА РІЗАННЯМ ДЕТАЛЕЙ  
З ПОКРИТТЯМИ**

Монографія  
2-ге видання, перероблене та доповнене

Під загальною редакцією С.А. Клименка, Л.Г. Полонського

Житомир 2026

УДК 621.9416:621.9.025.7

О-23

*Рекомендовано до друку Вченою радою Державного університету  
«Житомирська політехніка» МОН України  
(протокол № 7 від 27 квітня 2026 р.)*

**Авторський колектив:**

КЛИМЕНКО Сергій Анатолійович, КОВАЛЕНКО Яна Павлівна,  
КОЛОМІЄЦЬ Володимир Володимирович, МЕЛЬНІЙЧУК Юрій Олексійович,  
МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович, НОЧВАЙ Володимир Матвійович,  
ПИЛИПЕНКО Олександр Михайлович, ПОЛОНСЬКИЙ Леонід Григорович

**Рецензенти:**

**Ю.О. Подчашинський**, доктор технічних наук, професор, професор кафедри інформаційно-вимірювальних технологій Державного університету «Житомирська політехніка»

**С.Є. Шейкін**, доктор технічних наук, професор, завідувач відділу Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України

**О.Ф. Саленко**, доктор технічних наук, професор, в.о. завідувача кафедри конструювання технічних систем НТУ України «Київський політехнічний університет імені Ігря Сікорського»

О-23  
Обробка різанням деталей з покриттями: монографія / С.А. Клименко, Я.П. Коваленко, В.В. Коломієць та інші; під заг. ред. С.А. Клименка, Л.Г. Полонського. 2-ге вид., перероб. та допов. : – Електронні дані. – Житомир : Державний університет «Житомирська політехніка», 2026. – 326 с.

ISBN 978-966-683-726-7

Розглянуті питання обробки різанням деталей з наплавленими і напиленими покриттями різальними інструментами, оснащеними твердими сплавами і полікристалічними надтвердими матеріалами на основі кубічного нітриду бору.

Приведені результати теоретичних і експериментальних досліджень закономірностей стружкоутворення, контактної взаємодії в зоні різання, зношування і стійкості інструментів, формування поверхневого шару деталей з покриттями. Показані особливості гібридних технологій лезової обробки деталей з покриттями – точіння з накладенням на різальний інструмент високочастотних коливань. Особлива увага приділена розгляду впливу на вихідні параметри процесів обробки структурного стану і властивостей наплавлених і напилених покриттів.

Для наукових і інженерно-технічних фахівців з механічної обробки матеріалів науково-дослідних установ і промислових підприємств, викладачів, аспірантів і студентів ВНЗ, що спеціалізуються на сучасних проблемах технології машинобудування.

ISBN 978-966-683-726-7

УДК 621.9416:621.9.025.7  
© Державний університет  
«Житомирська політехніка», 2026

## ЗМІСТ

<b>Передмова</b>	6
<b>Розділ 1. ОСОБЛИВОСТІ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМ</b>	8
1.1. Загальні уявлення про матеріали і технології наплавлення і напилення	8
1.2. Структура і властивості покриттів	10
1.2.1. Наплавлені покриття	10
1.2.2. Напилені покриття	16
1.2.2.1. Покриття з кристалічною структурою	16
1.2.2.2. Покриття з аморфно-кристалічною структурою	22
1.3. Особливості будови композиту «покриття-основа»	26
1.3.1. Топографія поверхні деталей з наплавленими і напиленими покриттями	26
1.3.2. Фрактальний підхід до опису структури та поверхневих властивостей покриттів	30
1.3.3. Межі розділів в композиті «покриття-основа»	39
1.4. Системні уявлення щодо оброблення наплавлених і напилених покриттів	42
1.5. Початкові передумови розробки технологій механічної обробки покриттів	49
1.6. Вдосконалення технологій механічної обробки деталей із покриттям	63
<b>Розділ 2. ЕЛЕМЕНТИ МЕХАНІКИ РІЗАННЯ ПОКРИТТІВ</b>	65
2.1. Фрактальна модель стружкоутворення під час різання покриттів	65
2.2. Загальні уявлення про сили різання при обробці покриттів	67
2.3. Силкові закономірності точіння покриттів	72
2.3.1. Механіка контактної взаємодії в зоні різання інструментом, оснащеним ПНТМ	72
2.3.2. Аналітична оцінка сил на задній поверхні інструменту	76
2.3.3. Сили різання при точінні наплавлених покриттів	83
2.3.4. Сили різання при точінні напилених покриттів	92
2.4. Механіка процесу різання при обробці покриттів з високочастотними коливаннями інструменту	95
2.4.1. Дислокаційна оцінка розташування площини зсуву	95
2.4.2. Енергоємність стружкоутворення при обробці покриттів	102
2.4.3. Кінематико-силкові особливості переривчастого різання напилених покриттів	106
2.4.4. Еволюція дислокаційної структури покриття в умовах різання з високочастотними коливаннями інструменту	110
2.4.1.5. Сили різання при обробці покриттів з високочастотними коливаннями інструменту	115
<b>Розділ 3. ТЕПЛОФІЗИКА ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ ПОКРИТТІВ</b>	119

3.1. Температура різання при точінні наплавлених покриттів	119
3.2. Температура різання при точінні напилених покриттів	127
3.2.1. Точіння покриттів з кристалічною структурою	127
3.2.2. Точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою	132
3.2.2.1. Теплофізичний аналіз процесу точіння покриттів	132
3.2.2.2. Температурні закономірності точіння покриттів	135
3.3. Теплові явища при різанні з високочастотними коливаннями інструменту	138
3.3.1. Активація контактної зони «інструмент-покриття»	138
3.3.2. Теплофізичний аналіз зони контакту «інструмент-покриття»	144
<b>Розділ 4. ТРИБОЛОГИЯ ОБРОБКИ ПОКРИТТІВ РІЗАННЯМ</b>	151
4.1. Знос і руйнування інструменту при обробці наплавлених покриттів	151
4.1.1. Вплив неоднорідності оброблюваного матеріалу на характеристики працездатності інструменту	151
4.1.1.1. Контактні навантаження при обробці наплавлених покриттів	151
4.1.1.2. Вплив неоднорідності структури і властивостей покриттів на працездатність інструменту при чистовому точінні	154
4.1.1.3. Взаємозв'язок характеристик процесу різання наплавлених покриттів	160
4.1.2. Фізико-хімічні особливості зношування інструменту при обробці наплавлених покриттів	168
4.1.3. Знос лезового інструменту при точінні наплавлених покриттів	174
4.2. Знос і стійкість інструменту при обробці напилених покриттів	184
4.2.1. Точіння покриттів з кристалічною структурою	184
4.2.2. Точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою	189
4.2.2.1. Особливості зношування інструменту при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою	189
4.2.2.2. Стійкість інструменту при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою	196
4.2.2.3. Оцінка оброблюваності покриттів різанням	200
4.3. Знос і руйнування інструменту при обробці покриттів з високочастотними коливаннями	202
4.3.1. Основні закономірності взаємодії на контактних поверхнях інструменту	202
4.3.2. Самоорганізація процесу тертя при різанні з високочастотними коливаннями інструменту	209
4.4. Моделювання стійкісних випробувань інструменту при обробці покриттів	215
<b>Розділ 5. ТЕХНОЛОГІЧНЕ УПРАВЛІННЯ СТАНОМ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМИ</b>	221
5.1. Стан поверхневого шару деталей з покриттями після обробки	221
5.1.1. Наплавлені і напилені покриття з кристалічною структурою	221
5.1.2. Напилені покриття з аморфно-кристалічною структурою	249

5.1.2.1. Шорсткість поверхні покриттів	249
5.1.2.2. Вплив умов обробки на фазові перетворення у структурі покриттів	256
5.2. Стан поверхневого шару покриттів після обробки з високочастотними коливаннями інструменту	260
5.2.1. Формування поверхневого шару при обробці з високочастотними коливаннями інструменту	260
5.2.2. Експериментальна оцінка параметрів стану поверхневого шару покриттів після обробки з високочастотними коливаннями інструменту	264
5.3. Вірогідність технологічного забезпечення параметрів стану поверхневого шару деталей з покриттями	273
5.4. Технологічна спадковість при обробці покриттів	280
<b>Розділ 6. ПРАКТИЧНИЙ ДОСВІД ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМ</b>	284
6.1. Токарна обробка наплавлених і напилених деталей інструментом з ПНТМ	284
6.1.1. Обробки напилених деталей нафтопромислового устаткування	284
6.1.2. Обробка наплавлених деталей металургійного устаткування	286
6.1.3. Обробка автомобільних деталей з покриттям	288
6.1.4. Обробка деталей з аморфно-кристалічними покриттями	292
6.1.5. Рекомендації по вибору матеріалу для оснащення лезового інструменту, вживаного для обробки покриттів	294
6.1.5.1. Сфери застосування і матеріали для оснащення різальних інструментів	294
6.1.5.2. Механічні властивості матеріалу інструменту	300
6.1.5.3. Поверхневі механічні властивості матеріалу інструменту	303
6.1.5.4. Загальні вимоги до матеріалу різального інструменту	308
6.2. Промислова реалізація технології обробки покриттів з високочастотними коливаннями інструменту	309
6.3. Рекомендації по поліпшенню оброблюваності наплавлених матеріалів	310
6.3.1. Мікролегування наплавлених покриттів	310
6.3.2. Термо- і електромеханічна обробка наплавлених покриттів	313
6.4. Економічна ефективність обробки деталей з покриттями	314
6.4.1. Загальні передумови визначення економічної ефективності обробки та використання деталей з покриттям	314
6.4.2. Фінансові витрати на освоєння процесів механічної обробки деталей з покриттям інструментами із надтвердих композитів	315
<b>ВИСНОВКИ</b>	320
<b>СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ</b>	322

## ПЕРЕДМОВА

Розвиток сучасного машинобудування нерозривно пов'язаний із забезпеченням підвищення надійності і довговічності деталей машин, широким використанням нових прогресивних технологій їх виготовлення і ремонту, а також зниженням енерго- і матеріалоемності виробництва.

В зв'язку з цим велике значення має забезпечення захисту деталей і конструкцій від зносу на стадії проектування, технологічної підготовки і експлуатації методами модифікування поверхонь і нанесення покриттів. У першому випадку властивості поверхневого шару деталі змінюються за рахунок структурного стану матеріалу (аморфізація, створення метастабільних або спеціальних гетерогенних структур), а у другому – на поверхні деталі формується шар композиційного матеріалу з іншими, ніж в основного матеріалу хімічними властивостями і структурою. До останніх відносяться наплавлені і напилені функціональні покриття.

Нині наплавлення і напилення – найбільш ефективні, економічні і такі, що активно розвиваються, технологічні методи управління експлуатаційними властивостями деталей машин. Проте застосування покриттів за рахунок низки специфічних властивостей стримується у зв'язку з нехваткою науково обґрунтованих рекомендацій щодо їх продуктивної і якісної механічної обробки [1].

На відміну від монолітних матеріалів покриття, як правило, мають: – підвищену крихкість; – різну твердість по поверхні і по глибині; – неоднорідний хімічний склад по перерізу; – велику кількість складових мікроструктури (карбіди, бориди, інтерметаліди та інші частинки високої твердості); – значну пористість. Це призводить до того, що сили різання мають змінний характер, а температура різання покриттів перевищує температуру при обробці монолітних матеріалів ідентичного складу. Ці явища призводять до інтенсифікації зносу інструменту.

Низька оброблюваність покриттів пов'язана так само із наявністю перехідної зони між покриттям та основним матеріалом деталі.

Механічною обробкою можна істотно змінити геометричні параметри поверхні, структуру і властивості нанесених покриттів. Відсутність припалів і мікротріщин у покриттях після обробки є важливим показником, що визначає довговічність зміцненої деталі. Початкові адгезійно-когезійні характеристики сформованого покриття не залишаються постійними і залежать від напружено-деформованого стану композиту «покриття-основа» на різних стадіях виготовлення і експлуатації – технологічно успадковувані чинники можуть проявлятися як на етапі механічної обробки, так і на етапі експлуатації деталей.

Ключовою проблемою інженерії поверхневого шару є забезпечення технологічними методами довговічності і конкурентоспроможності машин за рахунок створення у поверхневому шарі покриття стану, що відповідає найбільшій працездатності деталей при експлуатації.

У даній роботі розглядаються покриття, отримані методами електродуговою наплавлення наплавлювальними і порошковими дротами, спеченими електродними стрічками, газополуменеве і плазмово-дугового напильня самофлюсівними порошками системи Ni-Cr-B-Si, газополуменеве напильня порошками систем Fe-B, Fe-Si-B, Fe-Cr-B.

Перспективними методами обробки зносостійких покриттів є точіння інструментом з твердих сплавів (ТС) і з полікристалічними надтвердими матеріалами (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ). Різальні інструменти, оснащені ПНТМ на основі КНБ (ПКНБ), ефективно обробляють наплавлені і напильні покриття твердістю 40...60 HRC і на чистових операціях дозволяють отримувати оброблену поверхню з шорсткістю  $Ra$  0,2...1,0 мкм.

Як показали дослідження і практичний досвід, широкі технологічні можливості при формоутворенні поверхонь деталей з покриттями мають гібридні методи обробки різанням, основані на забезпеченні різальному інструменту додаткової степені волі руху і введенні в зону різання додаткової енергетичної дії, зокрема, точіння з накладенням високочастотних коливань на різальний інструмент.

Представлені у монографії теоретичні і експериментальні результати досліджень ґрунтуються на фундаментальних положеннях технології машинобудування, теорії різання, фізики твердого тіла, теоріях міцності і пружності, науки про технологічне управління станом поверхневого шару оброблених деталей.

Велика увага приділена практичному досвіду застосування технологічних процесів обробки деталей з наплавленими і напильними покриттями.

Робота містить матеріали, що представляють інтерес для науковців в області механічної обробки матеріалів, може бути корисна фахівцям промислових підприємств, аспірантам і студентам машинобудівних спеціальностей закладів вищої освіти.

Саме питання обробки різанням деталей з наплавленими і напильними покриттями різальними інструментами, оснащеними твердими сплавами і полікристалічними надтвердими матеріалами на основі кубічного нітриду бору розглянуті в даній монографії, яка підготовлена авторським колективом у складі: Клименко С.А. (розд. 1–6), Коваленко Я.П. (розд. 3, 5), Коломієць В.В. (розд. 2–6), Мельнійчук Ю.А. (розд. 3, 4, 5), Мельничук П.П. (розділи 2, 5, 6), Ночвай В.М. (розд. 1, 4, 6), Пилипенко О.М. (розд. 2, 3, 5, 6), Полонський Л.Г. (розд. 1, 3, 6).

Автори виражають щиру вдячність професорам Ю.О. Подчашинському, С.Є. Шейкіну, О.Ф. Саленко, які взяли на себе працю по рецензуванню монографії, за їх критичні зауваження і побажання, спрямовані на її поліпшення.

## РОЗДІЛ 1

### ОСОБЛИВОСТІ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМИ

Одним з найбільш ефективних напрямів у вирішенні задачі підвищення якості виробів, надійності і довговічності машин і механізмів є технологічне забезпечення оптимальних для заданих умов експлуатації параметрів поверхневого шару. Великі можливості у формуванні поверхневих шарів деталей машин мають сучасні методи наплавлення і напилення покриттів.

Практичний досвід виготовлення деталей з наплавленими і напиленими покриттями показує, що їх обробка різанням супроводжується значними силами, температурами в зоні різання, інтенсивним зношуванням різального інструменту. При обробці покриттів істотно ускладнено формування стану поверхневого шару деталей, що забезпечує їх підвищену працездатність в експлуатації, – на обробленій поверхні низької шорсткості, а у поверхневому шарі забезпечення відсутності структурно-фазових перетворень і створення залишкових напружень стиску.

Низька оброблюваність різанням покриттів є наслідком неоднорідної структури і нестабільних механічних властивостей, великої стираючої здатності карбідних і боридних включень, схильності до адгезії з матеріалом інструменту та інших чинників.

#### 1.1. Загальні уявлення про матеріали і технології наплавлення і напилення

Нині для зміцнення та відновлення деталей машин і механізмів використовуються різні методи формування покриттів : плазмове, електродугове, електрошлакове та індукційне наплавлення; плазмове, газополуменеве, дугове, детонаційне, височастотне напилення та ін.

Вибір того або іншого методу нанесення покриттів залежить від хімічного складу, температури плавлення матеріалів і необхідних механічних властивостей покриття.

Покриття по хімічному складу можуть бути класифіковані: 1) Fe, Ni, Cr, Al, Ti і сплави на їх основі; 2) самофлюсівні сплави систем Ni-Cr-B-Si-C і Fe-Cr-B-Si-C; 3) Cu, Pb, Cd, Sn, бронзи, бабіти; 4) Al, Zn; 5) оксиди Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, ZrO<sub>2</sub>, TiO<sub>2</sub>, Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiO<sub>2</sub>, CaO, Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MgO, Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 6) карбіди вольфраму в суміші із самофлюсівними сплавами, інтерметалідами Al, Ti, Ni; 7) карбіди хрому і титану в суміші із самофлюсівними сплавами, інтерметалідами Al, Ni, Ti і нікельхромистими сплавами; 8) тугоплавкі метали W, Mo, Nb, Ta в чистому вигляді і в суміші із самофлюсівними сплавами; 9) кермети на основі сумішей VN-Al-NiCr, Mg-ZrO<sub>2</sub>-NiCr, MgO-ZrO<sub>2</sub> з Al і Ni, графіту з Al, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Ni, алюмінідом нікелю, ZrO<sub>2</sub> з алюмінідом нікелю.

Матеріали 3 і 4 груп легко обробляються. У зв'язку з малою товщиною, оксиди і кермети 5 і 9 груп покриттів обробляються, в основному, алмазно-

абразивним інструментом. Покриття 6, 7 і 8 груп наносяться в суміші із самофлюсівними сплавами 2 групи. Таким чином, найбільш актуальними є питання обробки різанням покриттів 1 і 2 груп.

У табл. 1.1 представлені деякі характеристики методів нанесення покриттів матеріалами 1 і 2 груп. Електродугове наплавлення і газотермічне напилення є найбільш поширеними технологіями нанесення покриттів. Вони характеризуються широкими можливостями по діапазонах товщини покриттів, що наносяться, по продуктивності процесів їх формування.

*Таблиця 1.1. Показники методів нанесення покриттів*

Метод нанесення покриття	Продуктивність нанесення, кг/год	Товщина покриття, мм	Припуск на обробку, мм	Глибина дефектного шару, мм
<u>Наплавлення:</u>				
електродугове під шаром флюсу	2...15	0,80...7,00	0,80...1,50	0,20...0,50
вібродугове	0,50...4,00	0,30...3,00	0,70...1,30	0,20...0,50
порошковими дротами	2...9	1...8	0,60...1,20	1,20...2,40
плазмове	1...12	0,20...5,00	0,40...0,90	0,05...0,10
<u>Напилення:</u>				
газополумєневе	0,40...4,00	0,20...2,00	0,30...0,70	0,02...0,05
детонаційне	0,40	0,20...0,60	0,20...0,40	0,02...0,05
плазмове	0,8...12	0,20...3,00	0,30...0,60	0,02...0,05

У процесі наплавлення утворюються макронерівності на поверхні, викликані розбризуванням матеріалу плавкого електроду і наявністю стиків наплавлених валиків, хімічна неоднорідність по глибині наплавленого матеріалу внаслідок вигорання деяких легуючих елементів, нестабільність фізико-механічних властивостей наплавленого матеріалу, особливо, по твердості, структурна неоднорідність, викликана різними умовами охолодження і теплопередачі шарів, внутрішні мікродефекти у наплавленому шарі через різні чинники процесу наплавлення.

Відмічені види неоднорідності наплавленого матеріалу у більшій або меншій мірі властиві кожному способу наплавлення і залежать від наплавленого матеріалу і середовища, але найбільша неоднорідність наплавленого матеріалу спостерігається при наплавленні порошковими самозахисними дротами відкритою дугою.

Непостійність фізико-механічних властивостей і присутність різного роду неоднорідностей і дефектів у шарі покриттів значно впливають на їх оброблюваність різанням при всіх видах обробки інструментами, оснащеними будь-якими

матеріалами. Видалення дефектного поверхневого шару характеризується зниженою стійкістю різального інструменту внаслідок нестабільності процесу різання.

Процеси обробки матеріалів різанням розділяються на стаціонарні і нестаціонарні, що передбачають різні методики підходів і розрахунків характеристик процесу різання, силового навантаження інструменту, теплових явищ при різанні, оцінки працездатності інструменту.

Для обробки однорідних матеріалів розроблені норми режимів різання для різних видів обробки – практично всі існуючі методики теоретичних розрахунків і описів явищ процесів різання різних матеріалів відносяться до однорідних матеріалів. Тому великий теоретичний і практичний інтерес представляє дослідження закономірностей процесу різання матеріалів з нестабільними властивостями, дефектами, макронерівностями, неоднорідністю хімічного складу і структури, що має місце у наплавлених і напилених покриттях.

Загальна класифікація неоднорідних матеріалів:

1. По відношенню до поверхні: зовнішня і внутрішня неоднорідність. Під зовнішньою неоднорідністю матеріалу розуміється неоднорідність поверхневого шару матеріалу на межі з довкіллям. Внутрішня неоднорідність матеріалу – неоднорідність внутрішніх шарів матеріалу що не межують з довкіллям.

2. За ознаками неоднорідності матеріали можна віднести до неоднорідних через наявність:

- нестабільності фізико-механічних властивостей;
- неоднорідності хімічного складу;
- неоднорідності структури і кристалографічної будови;
- внутрішніх дефектів;
- залишкової напруженості і наклепаного поверхневого шару;
- відхилень геометрії форми і точності розмірів;
- макронерівностей і дефектів на поверхні.

3. За способом походження неоднорідності можуть бути: металургійні, термічні, від попередньої обробки, від корозії з часом, від фазових і структурних перетворень.

4. По збереженню після обробки неоднорідність матеріалу може бути усувна, частково усувна і залишкова.

Будь-яка з відмічених неоднорідностей матеріалів покриттів обумовлює нестаціонарність процесу різання при їх обробці.

## **1.2. Структура і властивості покриттів**

### **1.2.1. Наплавлені покриття**

Наплавлення – технологічний процес створення покриття за рахунок розплавлення присадного матеріалу і приповерхневої частини основи, сплаву їх і подальшої кристалізації на частині основи, що покривається.

Наплавлений шар створює одне ціле з основним металом.

Шар наплавленого металу за хімічним складом відрізняється від присадного внаслідок його перемішування з розплавленим матеріалом основи, втрат компонентів через вигоряння, окислення тощо. Навіть у верхніх шарах (третьій і т.д.), де впливом перемішування з основним металом нехтують, ця відмінність значна. Склад  $n$ -го шару наплавленого металу можна розрахувати за залежністю [2, 3]:

$$C_n = C_f + \left(\frac{P'}{100}\right) \cdot (C_p + C_f), \quad (1.1)$$

де  $P' = \left(\frac{B}{B+M}\right) \cdot 100$ ;  $C_n$ ,  $C_f$ ,  $C_p$  – зміст елементу (у %) відповідно в  $n$ -му шарі наплавленого металу, у нерозплавленому металі, в основному металі;  $B$ ,  $M$  – площа поперечного перерізу відповідно валика наплавленого металу і ділянки проплавлення основного металу, мм.

Таким чином, матеріал основи робить істотний вплив на склад і властивості наплавленого металу.

Кристалізація металу ванни розплаву починається від центрів, що є частково оплавленими зернами основного металу на межі розплавлення або кристалітами у матеріалі попереднього валика. На цих частинках перпендикулярно до площини розділу металу ванни і основного металу ростуть кристаліти наплавленого металу.

Процес первинної кристалізації закінчується утворенням стовпчастих кристалітів, які є одним або декількома дендритами (рис. 1.1).

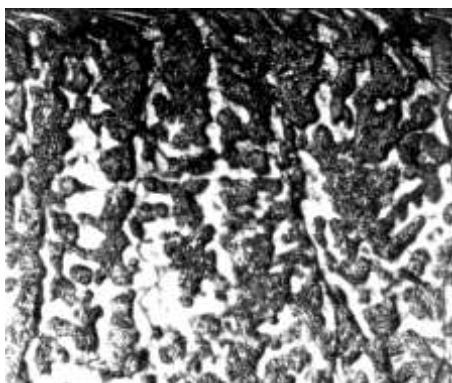


Рис. 1.1. Структура металу, отриманого електродуговим наплавленням спеченої електродної стрічки ЛС-5Х4В3МФС

Зварний шов кристалізується окремими шарами завтовшки у декілька сотих міліметра. Вважають, що шарувата будова кристалізованого металу, пов'язана з періодичними зупинками процесу, викликаними затримками в зменшенні температури зварювальної ванни перед фронтом кристалізації внаслідок виділення прихованої теплоти. Після відведення виділеної теплоти в основний метал, кристалізується наступний шар розплаву металу покриття.

Переривчатий характер первинної кристалізації ванни розплавленого металу впливає на розвиток шаруватої неоднорідності, при якій нижня ділянка шару збагачена, а верхня ділянка збіднена легуючими елементами у порівнянні з середньою ділянкою.

При охолодженні розплаву з нього, у першу чергу, виділяються кристаліти з підвищеним вмістом тугоплавких складових, а в ще не затверділій частині розплаву зростає концентрація легкоплавкого компоненту. Внаслідок цього наплавлений метал набуває хімічної неоднорідності.

При твердінні металу в ньому розвиваються два конкуруючі процеси – формування хімічної неоднорідності матеріалу і дифузія, що призводить до вирівнювання складу в різних ділянках кристалітів. Проте повної гомогенізації металу не відбувається, що обумовлює розвиток зональної ліквіації і внутрішньодендритної неоднорідності. Ліквіація різних хімічних елементів має свої особливості, впливаючи один на одного. Наприклад, збільшення вмісту вуглецю у наплавленому металі посилює ліквіацію Mn, Mo, Si та Cr.

Таким чином, легування наплавленого металу декількома елементами обумовлює їх складний взаємовплив на загальну картину неоднорідності металу.

Хімічна неоднорідність наплавленого металу пов'язана також з технологією його нанесення і особливостями матеріалів, застосовуваних для отримання покриття. Головною причиною виникнення неоднорідності при одношаровому наплавленні окремими валиками є більш високе легування металу в зонах їх перекриття. Зі збільшенням коефіцієнта заповнення порошкового дроту або стрічки зменшується розбризкування матеріалу і покращуються умови формування валиків – неоднорідність наплавленого металу знижується.

Фізична неоднорідність металу покриття пов'язана з недосконалістю його кристалічних ґраток. Особливо багато дефектів виникає при дендритній кристалізації, характерній для наплавленого металу. Гілки дендриту мають різну просторову орієнтацію, а кристаліти – блокову структуру, що посилюється внаслідок скупчення між гілками дендриту домішок і дислокацій.

При охолодженні розплаву по ходу процесу кристалізації спостерігається скорочення об'єму, який займає матеріал покриття. Усадкові явища створюють значні напруження всередині металу, що кристалізується. Якщо вони перевершують міцність матеріалу, що склалася на даний момент, то у покритті утворюються гарячі тріщини. Охолодження металу супроводжується зростанням тріщин під дією напружень, викликаних нерівномірним нагрівом.

Крихкими називаються тріщини, утворені після закінчення процесу наплавлення. Вони розташовуються переважно поперек напавленого валика і переходять в основний метал.

Кристалізація напавленого металу призводить до зниження розчинності газів у металі і відповідно до зародження газових бульбашок на поверхнях, що розділяють рідкий і затверділий метал. Наявність у металі водню, азоту, поганий захист від повітря, використання вологого флюсу, протікання хімічних реакцій між закисом заліза, воднем і вуглецем, що обумовлюють утворення нерозчинних газів, сприяють виникненню пористості. Можливе утворення і наскрізних пор.

У залежності від умов експлуатації різних виробів вимоги до напавленого шару різні. При напавленні найбільш розповсюджені сталі (вуглецеві, хромісті, хромонікелеві, кобальтові, молібденові), сплави на основі Fe, Ni, Co, сплави із карбідами W, V, Cr, сплави на основі Cu. У даній роботі основна увага приділена напавленим металам з мартенситною структурою (табл. 1.2 і 1.3), сплавам на основі високоміцних низьковуглецевих високолегованих мартенситно-старіючих сталей і середньовуглецевим хромованадієвим сталям з карбідною дисперсною зміцнюючою фазою. При цьому основні дослідження виконано для покриттів нанесених електродуговою наплавкою под шаром флюсу, електродуговою наплавкою порошковим дротом, плазмовою наплавкою порошком.

У табл. 1.2 приведені значення відносної зносостійкості і твердості ряду напавлених покриттів з мартенситною матрицею. Як видно з таблиці, збільшення твердості покриттів не забезпечує підвищення працездатності деталей з покриттями при експлуатації.

*Таблиця 1.2. Структура матриці і властивості напавлених матеріалів*

Матеріал покриття	Структура матриці	Твердість HRC	Відносна зносостійкість*
дріт Нп-65Г	мартенсит, троосто-мартенсит	45...48	–
дріт Нп-10P2M8	мартенсит	–	–
дріт ПП-Нп-18X1Г1М	мартенсит	38...42	1,37
дріт ПП-Нп-25X5ФМС	троосто-мартенсит	40...46	1,77
дріт ПП-Нп-35В9Х3СФ	мартенсит	46...50	1,32
дріт ПП-Нп-30Х4Г2М	мартенсит	52...58	1,55
стрічка ЛС-5Х4В3МФС	мартенсит, залишковий аустеніт	45...48	–
стрічка ЛС-70Х3НМ	мартенсит	52...58	–

\* По відношенню до сталі 45 (40...45 HRC)

Відповідно до зміни хімічної і фізичної неоднорідності напавленого металу, змінюються його фізико-механічні характеристики.

З неоднорідністю структури і властивостей покриттів пов'язані особливості роботи наплавленого матеріалу в експлуатації. На рис. 1.2 приведена умовна схема перерізу шару, наплавленого поодинокими валиками.

На краю валика в зоні «К» знос має мінімальне значення. Ця зона кристалізується під впливом найбільших градієнта температурного поля ванни і тепловідводу, спрямованого у попередній валик, та характеризується високою дисперсністю мікроструктури, може мати підвищений вміст легуючих елементів. Далі в зоні «К» спрямованість кристалітів стає більш впорядкованою, їх головні осі переважно паралельні або спрямовані під малими кутами до поверхні металу, що обумовлює зростання зносу.

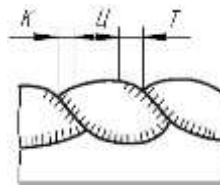


Рис. 1.2. Умовна схема перерізу ділянки наплавленого поверхневого шару: К – край валика; Ц – центральна частина валика; Т – зона термічного впливу

У зоні «Ц» осі кристалітів перпендикулярні поверхні металу – знос такий же або дещо менший, ніж в зоні «К». Структура металу в зоні «Т» через повторне нагрівання має збільшені зерна і знижену твердість. Зона «Т» характеризується зносом у 2...4 рази більшим, ніж в інших місцях наплавленого валика. При цьому слід мати на увазі, що ділянки з підвищеним зносом інтенсифікують знос усього наплавленого шару деталі.

Таблиця 1.3. Хімічний склад наплавлених покриттів %

Матеріал покриття	C	Si	Mn	Cr	W	Mo	V	Ni	Ti
дріт Нп-65Г	0,65	0,3	1,1	0,3	–	–	–	0,3	–
дріт Нп-10P2M8	1,8	–	–	4,0	1,5	8,5	1,0	–	–
дріт ПП-Нп-18X1Г1М	0,18	0,6	1,8	1,8	–	0,7	–	–	–
дріт ПП-Нп-25X5ФМС	0,25	1,1	0,6	5,2	–	1,2	0,4	–	–
дріт ПП-Нп-35В9Х3СФ	0,32	0,6	0,8	2,5	8,5	–	0,3	–	–
дріт ПП-Нп-30Х4Г2М	0,3	0,8	1,6	4,5	–	0,6	–	–	0,2 5
стрічка ЛС-5Х4В3МФС	0,9	0,7	0,7	5,0	3,5	1,0	–	–	–
стрічка ЛС-70Х3НМ	1,0	0,7	0,2	4,6	–	1,0	–	1,1	–

При наплавленні у два шари знос валиків протікає більш рівномірно, а при ширококутовому наплавленні неоднорідність зносу проявляється у валиків першого шару.

У технічній літературі недостатньо даних про фізико-механічні властивості наплавлених покриттів, що істотно ускладнює проведення розрахунків термобаричних характеристик процесів механічної обробки, а також вихідних показників процесу обробки – стійкості інструменту, продуктивності обробки, шорсткості обробленої поверхні і тощо. У більшості випадків інформація обмежується твердістю матеріалу.

У табл. 1.4 приведені усереднені значення, отримані ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, для деяких властивостей покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-35В9Х3СФ і стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, а також, для порівняння, деякі властивості сталі 3Х2В8Ф.

Таблиця 1.4. Механічні властивості покриттів і сталі

Температура випробувань, Q, °С	ПП-Нп-35В9Х3СФ/сталь 3Х2В8Ф			ЛС-5Х4В3МФС	
	Міцність на розрив $R_m$ , МПа	відносне		твердість	
		подовження A %	звуження Z %	HV, МПа	HRC
20	1760	8,5	33	5500	55
500	1370	7,8	26	4050	57
550	–	–	–	–	59
600	1100	6,8/10	26/41	2400	57
650	830	6,1/12	24/36	1900	–
700	–	–	–	900	–

Теплофізичні властивості покриття при температурі від 100 до 600 °С змінюються:

- коефіцієнт лінійного розширення  $\alpha$  від  $11,2 \cdot 10^{-6}$  до  $13,3 \cdot 10^{-6}$  град<sup>-1</sup>;
- коефіцієнт теплопровідності  $\lambda$  від 46,1 до 16,8 Вт/м·К.

Для сталі 3Х2В8Ф в тому ж діапазоні температур:

- $\alpha = (11 \dots 14) \cdot 10^{-6}$  град<sup>-1</sup>,  $\lambda = 25 \dots 50$  Вт/м·К.

Як видно, порівняно зі сталлю при однаковій твердості і близькому хімічному складу, наплавлений метал є крихкішим, а його теплопровідність із зростанням температури істотно знижується.

Для покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, на спеціальних зразках з використанням установки «Фрактометр» (США) було отримано значення коефіцієнта тріщиностійкості –  $K_{Ic} = 71,4$  МПа·м<sup>1/2</sup>.

Разом з вищевикладеним, для обробки наплавлених металів різанням велике значення має мікропрофіль поверхні із покриттям (рис. 1.3) і луската

будова окремих валиків наплавленого матеріалу, сприяюча підвищенню нестационарної процесу обробки.



*Рис. 1.3. Зовнішній вигляд зразка з покриттям, сформованим електродуговим наплавленням дротом*

## **1.2.2. Напилені покриття**

### **1.2.2.1. Покриття з кристалічною структурою**

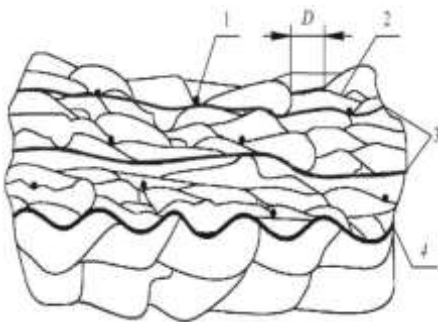
Напилення – технологія нанесення покриттів, при якій початковий присадний матеріал диспергує або заздалегідь в стані, що диспергує, розганяється до певних швидкостей і в процесі зіткнення з поверхнею, що покривається, формується шар, пов'язаний з підкладкою.

Покриття – шаруватий матеріал, що складається з сильно деформованих частинок, сполучених між собою по контактних поверхнях зварними ділянками (рис. 1.4, рис. 1.5). Останні не заповнюють усю площу контакту між частинками, тому міцність і щільність напилених покриттів нижче міцності і щільності матеріалу покриття в компактному стані. Міцність самих зварних ділянок залежить від кількості вогнищ схоплювання, що утворюються в період удару, деформації і твердіння частинки, і визначається розвитком хімічної взаємодії матеріалів в контакті.

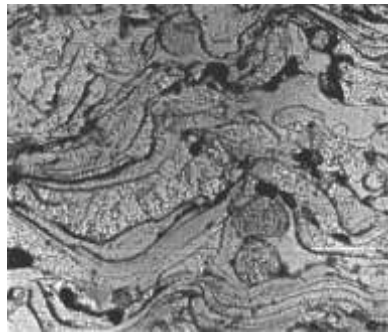
У покритті можна виділити структурні елементи, які відображають процеси його формування і розділяються межами розділу з певними властивостями. Межа розділу між покриттям і основою визначає міцність зчеплення або міцність з'єднання між ними. Властивості самого покриття обумовлюються міцністю зчеплення частинок в нім.

Структура багатошарового напиленого покриття складна в порівнянні з компактним матеріалом. Напилений матеріал складається із структурних елементів – зерно, частинки, шар, що обумовлює існування двох типів меж – між окремими деформованими частинками, між шарами покриття, між покриттям і

підкладкою. Межі, у свою чергу, відрізняються складною електронною і кристалічною структурою. Контактні процеси при ударі, деформації, твердінні, охолодженні частинок, фізико-хімічні процеси взаємодії частинок з навколишньою атмосферою при прольоті до основи обумовлюють структуру і властивості самого покриття.



*Рис. 1.4. Схема структури покриття: 1 – пора; 2 – межа між частинками в шарі; 3 – межа між шарами; 4 – межа між шаром і основою; D – ділянка контакту*



*Рис. 1.5. Структура покриття, нанесеного газополуменим напленням порошком ПН85Ю15*

За період витримки багатошарового покриття, поверхня раніше нанесеного шару покриття забруднюється, окислюється, і контактні процеси між нею і напиленими частинками утруднюються, що є причиною виникнення межі між частинками в шарі (рис. 1.4).

Утворення покриття послідовним укладанням безлічі частинок, що деформувалися, неминуче призводить до появи мікропорожнеч, в першу чергу на стиках частинок. Покриття формується в атмосфері, тому мікропорожнечі заповнюються газом, що погіршує властивості меж, що особливо міжшарових, таких, що мають найбільшу насиченість адсорбованими газами. Внаслідок великої шорсткості поверхні покриття і надзвичайно швидкого розтікання і кристалізації частинок, в зонах контактів з поверхнею раніше нанесених частинок залишаються дефекти і порожнини, які утворюються також внаслідок виділення газів, розчинених в розплавлених частинках.

Розчинений газ атмосфери при кристалізації частинок прагне з них виділитися. При цьому важлива не стільки кількість розчинених газів, скільки ступінь пересиченості розчину.

Розчинені гази можуть покидати металеві ґрати в результаті дифузії, йти в атмосферу через поверхню або мікропорожнечі.

Взаємодія з атмосферою, адсорбція газів і осідання пилоподібних фракцій погіршує властивості міжшарових меж.

Структура і властивості покриттів залежить від гранулометричного складу напилюваного порошку. Зазвичай для напилення рекомендуються порошки з розміром частинок 40...70 мкм. Проте останніми роками почали застосовувати і нанопорошки з розміром до 10...20 нм.

Зчеплення між частинками в покритті, а також зчеплення між основою і покриттям визначається дією ряду сил: сил механічного зачеплення; слабких не ковалентних сил взаємодії; хімічних сил зв'язку. Сили двох перших типів відрізняються нестабільністю і зазвичай мають низький рівень. Для розвиненої поверхні міцність механічного зчеплення покриття досягає 30...50 МПа.

Хімічна взаємодія призводить до приварювання частинок і утворення вогнищ схоплювання в контакт. Чим більше вогнищ схоплювання, тим вище міцність зчеплення частинок.

Таким чином, в результаті напилення покриття мають структуру і властивості, що відрізняються від структури і властивостей компактних матеріалів:

- зниженою міцністю зчеплення на межах між частинками і шарами, обумовленою неповним схоплюванням, а також підвищеним вмістом оксидів, нітриду, пор і різних включень в області «покриття-основа»;

- пористістю, що виникає в результаті газовиділення і кристалізації частинок з високими швидкостями, а також виплеску матеріалу покриття при ударі частинок об підкладку;

- фазовими перетвореннями і появою пересичених розчинів і нестехіометричних складових;

- різною твердістю і мікротвердістю по поверхні і глибині, неоднорідним хімічним складом, великою кількістю тих, що становлять мікроструктури;

- формуванням значних внутрішніх напружень в окремих частинках і в усьому покритті.

Газотермічні покриття – композиційні матеріали з розвиненою пористістю. Пористість можна розділити на три групи: поверхневу, структурну і каркасну. Структурні пори в покритті визначають властивості просочування, капілярні і фільтрувальні здібності, а каркасні – хімічні і фізико-механічні властивості. Крім того, структура характеризується параметрами розподілу пор в покритті, до яких відносяться: величина пористості (відношення об'єму пор до повного об'єму пористого покриття), функція розподілу пористості, розміри пор, коефіцієнт регулярності пористої структури, вільна поверхня пористого покриття.

Для неруйнівного контролю пористості може бути використаний метод вихрових струмів. Залежність електропровідності матеріалу від його пористості визначається співвідношенням

$$\lambda_{\text{п}} = \lambda_{\text{к}}(1 - 1,5\Pi), \quad (1.2)$$

де  $\lambda_{\text{п}}$  і  $\lambda_{\text{к}}$  – питома електропровідність пористого і компактного матеріалів, Ом/м;  $\Pi$  – пористість, %.

Акад. НАН України А.Г. Касторнов запропонував оцінювати структуру порошкових матеріалів коефіцієнтом регулярності пористої структури

$$C = D_p^{\max} / D^{\max}, \quad (1.3)$$

де  $D_p^{\max}$  – рівноважний максимальний діаметр пор в покритті при товщині зразка більше за критичну;  $D^{\max}$  – поточне значення максимального діаметра пор.

Максимальне значення  $C = 1$  відповідає регулярній структурі матеріалу. При  $C < 1$  – структура нерегулярна. Величина критичної товщини зразка – мінімальна товщина, що відповідає регулярній структурі, визначається залежно від пористості і розміру напилених частинок.

Для газополуменового напилення часто використовують самофлюювні порошкові матеріали системи Ni-Cr-B-Si (табл. 1.5).

Таблиця 1.5. Покриття системи Ni-Cr-B-Si

Порошок	Хімічний склад %				Твердість HRC
	Cr	Si	B	Fe	
ПГ-CP2 ПГ-CP3 ПГ-CP4	12,0...18,0	2,0...4,5	1,3...3,8	5,0	35...55
СНГН 50 СНГН 55 СНГН 60	13,0...19,0	3,0...5,0	2,7...4,7	4,0	35...62
ПГ-10Н-01 ПГ-12Н-01 ПГ-12Н-02 ПГ-12Н-03	8,0...20,0	1,2-5,5	1,7...4,5	1,2...5,5	35...62
ПН80Х13С2Р ПН77Х15С3Р2 ПН73Х16С3Р3 ПН70Х17С4Р4 ПН68Х21С5Р ПН65Х25С3Р3	12,0...26,5	2,5...5,5	1,0...4,0	1,0...7,0	25...55
ПГ-АН3 ПГ-АН4 ПГ-АН6 ПГ-АН8 ПГ-АН9	12,0...14,0	2,5...3,5	1,0...4,6	3,0	35...65

Примітка: Ni – решта.

Для підвищення адгезійної міцності і фізико-механічних властивостей напилених покриттів застосовуються різні способи їх термічної обробки: дифузійний відпал, спікання і тому подібне.

Для покриттів з самофлюсівних порошкових матеріалів таким способом є оплавлення. При цьому знижується властива напиленним шарам пористість і за рахунок дифузійних процесів збільшується міцність зчеплення напиленого шару з підкладкою.

При оплавленні напилений шар і підкладка нагріваються до температури, близької до температури плавлення напиленого матеріалу. Складові, що входять до його складу, бор і кремній розкислюють напилювану поверхню, за рахунок чого вона змочується оплавленим покриттям, інтенсифікуються дифузійні процеси в контактних зонах. При цьому бор окислюється до ангідриду  $B_2O_3$ . Кремній підвищує рідкотекучість покриття, а також оберігає його від пороутворення, сприяючи формуванню захисної плівки, що виключає окислення. Крім того, бор знижує температуру плавлення сплаву.

При ремонтних роботах і в дрібносерійному виробництві найбільше поширення отримало газополуменеве оплавлення. Порівняно з ним плазмовий спосіб більш дорожчий.

Структура покриття, напиленого газополуменевим методом, приведена на рис. 1.5. Розподіл пор за об'ємом покриттів нерівномірно. Найбільшою пористістю характеризуються поверхневі шари покриття і шари, прилеглі до підкладки.

Для плазмово-напиленних покриттів із самофлюсівних сплавів на нікелевій основі на тлі матриці покриття ( $\gamma$ -твердий розчин) з'являються три структурні складові – частинки карбоборидних фаз  $M_{23}(C, B)_6$ ,  $M_7(C, B)_3$ ,  $M_3(C, B)$ . Бор в основному концентрується в карбобориді  $M_{23}(C, B)_6$ , в  $M_7(C, B)_3$  його на порядок менше. Евтектика  $\gamma - M_3(C, B)$  по середньому складу близька до матриці за винятком заліза і кремнію, яких в матриці  $\sim$  в 2 рази більше, ніж в евтектиці. Карбобориди і карбоборидні ламелі евтектик містять більше хрому і менше нікелю, ніж матрична фаза. Співвідношення між змістом хрому в карбобориді і ламелях  $\gamma$ -фази, що належать евтектиці, близько до 2 : 1. Це співвідношення для заліза дорівнює 3 : 4. Концентрація заліза в ламелях карбобориду і  $\gamma$ -фази приблизно однакова. Кремнію дещо більше в матриці, ніж в карбобориді.

Властивості самофлюсівних сплавів залежать від вмісту в них вуглецю. Так, сплав зі вмістом 0,75 % C найбільш зносостійкий і жароміцний. Сплав зі вмістом 0,66 % C краще обробляється різанням і менш чутливий до ударних навантажень. Сплав зі вмістом 0,55 % C відрізняється високою зносостійкістю при абразивному зносі, а при вмісту 0,45 % C матеріал має підвищену пластичність.

Для підвищення зносостійкості виробів з покриттями, у ряді випадків використовують механічні суміші самофлюсівних порошків з наповнювачами з абразивних частинок, наприклад реліту WC-W<sub>2</sub>C або спеціальні порошкові суміші, такі як ПС-12НВК-01, до складу якої входить до 35 % WC.

Основною характеристикою порошкових матеріалів є твердість, що змінюється в широкому діапазоні.

Фізичні параметри оплавлених самофлюсівних сплавів на основі нікелю орієнтовно мають наступні значення: теплопровідність  $\lambda = 27 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ ; теплоємність  $c = 650 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$ ; питома вага  $\gamma = 8800 \text{ кг/м}^3$ .

За рахунок оплавлення міцність зчеплення покриття з основою підвищується до 200...250 МПа, а відносна щільність оплавленого шару – до 98 %. Для порівняння слід зазначити, що при плазмовому напиленні самофлюсівних сплавів утворюється покриття, що складається з окремих частинок, сполучених між собою і з основою мітками зварювання, а міцність зчеплення напиленого шару з основою не перевищує 20...40 МПа.

Мікротвердість оплавленого шару досягає  $H_{\mu 50} 7...8 \cdot 10^3 \text{ МПа}$ . Модуль Юнга газотермічних покриттів складає  $(5...10) \cdot 10^4 \text{ МПа}$ . Наприклад, модуль пружності і межа міцності на стискування покриття ПГ-10Н-01 –  $55 \cdot 10^4 \text{ МПа}$  і  $1,77 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$  відповідно. На рис. 1.6 представлена діаграма стискування зразка з напиленого матеріалу ПГ-10Н-01, що показує, що руйнування покриття відбувається при деформації 4,4...4,8 %, що свідчить про його крихкість.

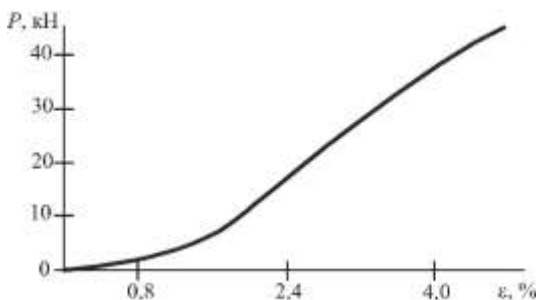


Рис. 1.6. Діаграма стискування зразка з покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01

Самофлюсівні сплави після плазмового напилення складаються з пересиченого хромонікелевого розчину, бориду нікелю, бориду і карбідів хрому, а також, можливо, складніших з'єднань типу карбоборидів  $(\text{Cr, Fe, Ni})_n(\text{B, C})_m$ . Середній вміст хрому складає 12 %, а кремнію – 6,3 %. В результаті оплавлення на кривій розподілу хрому виникає ряд максимумів, коли вміст хрому досягає 39 і навіть 57 %. Наявність таких піків можна пояснити утворенням нових з'єднань з хромом. Вміст хрому в 39 % відповідає, мабуть, з'єднанню  $\text{CrB}$ , а 57 % –  $\text{CrB}_2$ .

Для плазмового напилення зносо- і корозійностійких покриттів замість самофлюсівних хромонікелевих сплавів знаходять застосування порошкові сплави ПР15Х12Ф6Д, ПР29Х14Ф12Д, що є нержавіючою сталлю, зміцненою карбідами хрому і ванадію.

Матеріалом підкладки, на яку наносять покриття, може служити сталі різних марок або композиційні матеріали.

### 1.2.2.2. Покриття з аморфно-кристалічною структурою

Формування в металах і сплавах аморфного стану є одним з ефективних способів спрямованого впливу на їх фізико-механічні властивості.

Аморфні метали і сплави порівняно з кристалічними характеризуються специфічним комплексом фізико-хімічних і механічних властивостей. На відміну від кристалічних матеріалів вони мають високу твердість і порівняно високу пластичність при вигині і стискуванні. При розтягуванні металеві сплави в аморфному стані поводяться як крихкі матеріали – їх відносне подовження не перевищує 2 %, тоді як при стискуванні і вигині пластична деформація може досягати 50 %. Характерною особливістю аморфних сплавів є те, що модулі пружності і зсуву у них на 20...30 % нижче, ніж у кристалічних аналогів (табл. 1.6).

Таблиця 1.6. Механічні характеристики сплавів з аморфною структурою

Сплав	Твердість HV, ГПа	Міцність на розрив $R_m$ , ГПа	Модуль Юнга $E$ , ГПа	$R_m/E$	HV/ $R_m$
Fe <sub>80</sub> B <sub>20</sub>	10,8	3,5	170	0,020	3,1
Fe <sub>78</sub> Si <sub>12</sub> B <sub>10</sub>	9,1	3,4	120	0,028	2,7

Через відсутність далекого порядку атоми аморфних сплавів не допускають значної деформації зсувом або двійникуванням. Серед металевих сплавів в аморфному стані найбільш високу міцність і твердість мають сплави на основі заліза і кобальту. Твердість матеріалів системи Fe-B значно зростає при збільшенні вмісту бору в сплаві по відношенню до вмісту в ньому заліза (рис. 1.7). Високими значеннями твердості і пластичності характеризуються аморфні сплави типу метал-метал на основі нікелю. Твердість типових аморфних сплавів HV 5,8...19,5 ГПа.

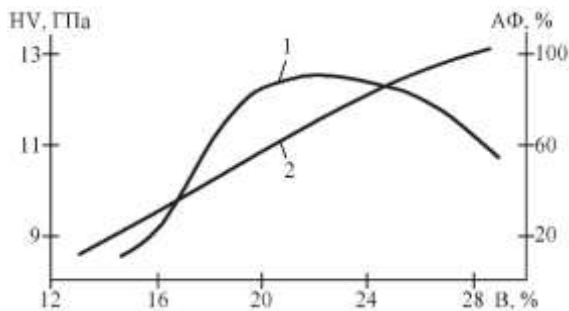


Рис. 1.7. Залежність об'ємного вмісту аморфної фази (АФ) (1) і твердості газотермічних покриттів (2) системи Fe-B від вмісту бору

Твердість і міцність аморфних сплавів зростають зі збільшенням різниці номерів груп і номерів періодів основного металевого компонента і інших елементів сплаву.

Для формування аморфного стану матеріалу необхідно досягти критичної швидкості охолодження  $v_0$  його розплаву ( $10^4 \dots 10^8$  К/с), при якій можливе заморожування структури переохолодженої рідини. При цьому в'язкість рідкого металу збільшується настільки, що центри кристалізації не встигають вирости і весь метал застигає як склоподібна маса, в якій існує деякий ближній порядок. Експериментально встановлено, що при  $v_0 \geq 10^6$  К/с в сплавах евтектичного складу на основі заліза формується аморфна фаза. Однорідна аморфна структура утворюється тільки при певному перегріванні розплаву, який для сплавів на основі заліза складає 100...600 К. Швидкість охолодження визначає степінь переохолодження і степінь нерівноважності структури, при якій розплав твердне, минувши стадію рекристалізації. Стабільність температурного режиму тверднення обумовлює формування неоднорідної структури покриття.

Велике значення має вибір металоїдів (P-C-Si-B), які вводяться в металеву основу сплаву в якості стабілізатора аморфної структури. Для аморфізації в системі Fe-B найбільш оптимальним є сплав з вмістом бору 4,6 мас. % (22 об. %). Сплави, леговані бором, мають найбільш високу міцність і термічну стабільність структури і властивостей. Введення Cr, V, Mn в сплави системи Fe-B сприяє підвищенню їх міцності і твердості. Ці елементи є стабілізаторами аморфної структури у зв'язку з тим, що підвищують міцність міжатомних зв'язків і знижують дифузійну рухливість атомів при підвищених температурах.

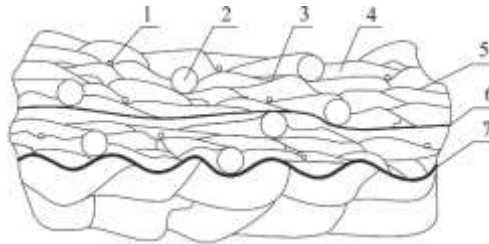
Особливо великі можливості відкриваються при використанні аморфних сплавів у вигляді покриттів на деталях з традиційних конструкційних матеріалів, що дозволяє повніше використати комплекс їх властивостей і значно розширити область використання.

Розроблені технології отримання покриттів з аморфно-кристалічною структурою завтовшки 1...3 мм на виробках різних форм і розмірів методами газотермічного напилення. Для формування аморфних покриттів застосовується високошвидкісне газополуменеве напилення, при якому досягається в 4...5 разів більша швидкість газополуменевого струменя (560...1090 м/с) порівняно з традиційним методом напилення, що підвищує продуктивність напилення і якість покриття. При цьому методі напилення створюються умови, при яких частинки наносяться на ще не охолоджений попередній шар покриття.

З практики нанесення покриттів методами газотермічного напилення відомо, що, при правильно вибраному режимі, покриття формуються з розплавлених частинок, що рухаються із швидкістю 30...500 м/с, які при зіткненні з основою деформуються і формують шаруватий матеріал. Товщина затверділих частинок, як правило, складає 0,5...15 мкм. Аналіз мікроструктури напилених покриттів із сплавів, схильних до аморфізації в умовах напилення (Fe-B, Ni-B, Co-B), показує, що основні їх елементи мають форму диска (рис. 1.8).

Структура аморфно-кристалічних покриттів формується з окремо затверділих частинок і пористого простору між ними. У покриттях можна

виділити декілька структурних елементів, обумовлених тим, що методами газотермічного напилення не вдається отримати покриття з повністю аморфною структурою.



*Рис. 1.8. Схема покриття з аморфно-кристалічною структурою: 1 – округлені частинки, що сформувалися від розбризкування частинок; 2 – кристалічні шароподібні частинки; 3 – пори; 4 – дископодібні аморфні (аморфно-кристалічні) частинки; 5 – межа між напиленими частинками в шарі покриття; 6 – межа між шарами покриття; 7 – межа між покриттям і основою*

Такі покриття характеризуються присутністю кристалічних частинок, які були повністю розплавлені, але затверділи до зіткнення з основою. У структурі покриття вони мають вигляд сфер з об'ємом, близьким до об'єму початкових частинок. Основу покриттів з аморфно-кристалічною структурою складають дископодібні аморфні і аморфно-кристалічні частинки, які при напиленні були повністю розплавлені, сильно деформувалися при зіткненні з підкладкою і затверділи за дуже короткий інтервал часу. У таких частинках в різній концентрації є присутніми кристалічні фази  $\alpha$ -Fe, Fe<sub>2</sub>B, Fe<sub>3</sub>B, що виникають у зв'язку з тим, що швидкостей, що мають місце при напиленні, недостатньо для повного гальмування процесу кристалізації в мікрообластях з атомів заліза. В результаті розбризкування при деформації шароподібних частинок в дископодібні в покритті міститься незначна кількість дрібних округлих частинок розміром < 10 мкм. У структурі реального покриття виявляються частинки і проміжних типів.

Покриття, формовані в процесі напилення, залежно від виду і характеристик напилюваного матеріалу, умов напилення мають різну структуру, але загальною для них є наявність аморфних і кристалічних фаз, що мають властивості, що відрізняються, зокрема, мікротвердість, а також присутність значної кількості структурних складових, що свідчить про структурну неоднорідність напилених покриттів цього класу, яка значною мірою визначається вмістом кристалічної фази.

Значення мікротвердості газотермічних покриттів з аморфно-кристалічною структурою знаходяться приблизно на одному рівні з мікротвердістю литих аморфних пластинів аналогічного складу. В той же час, для покриттів спостерігається більший розкид в значеннях мікротвердості, що

властиво порошковим матеріалам. Покриття з аморфною і аморфно-кристалічною структурами, порівняно з покриттями з кристалічною структурою, відрізняються підвищеними значеннями міцності зчеплення з основою, зносо- і корозійною стійкістю. Так, міцність зчеплення аморфних плазмових покриттів із сплаву  $Fe_{40}Ni_{40}B_{20}$  з основою з низьколегованої сталі досягає 40...60 МПа, що в 1,3...1,5 разу вище, ніж у покриттів такого ж хімічного складу з кристалічною структурою.

У багатьох дослідженнях покриттів з аморфно-кристалічною структурою одного фазового складу, нанесених різними методами напылення, показано, що найбільш високу зносостійкість мають детонаційні покриття. Зносостійкість аморфозованих газотермічних покриттів із сплавів евтектичного складу близька до зносостійкості твердосплавних покриттів. Аморфна структура покриття забезпечує більш високий опір газо- і гідроабразивному зносу порівняно з кристалічною. Дослідження, пов'язані із застосуванням замість твердих сплавів типу ВК (WC-Co), кобальтових сплавів, - стелітів, нікелевих самофлюсівних сплавів Ni-Cr-B-Si, аморфних сплавів на основі заліза і нікелю Fe-B-C, Fe-Ti-B-C, Fe-B-Si-C, Fe-Si-C, Fe-Cr-P-C, Fe-Cr-B-C, Ni-Ti-B, Ni-Ti-Si показали, що при використанні останніх досягається необхідний рівень властивостей виробів при меншій собівартості. Застосування газотермічних покриттів з переважно аморфною структурою (60...100 % об'ємного вмісту аморфної фази) на основі заліза ( $Fe_{40}Ni_{40}B_{20}$ ,  $Fe_{67}Ti_7B_{24}C_2$ ,  $Fe_{69}B_{15}C_{14}Si_2$ ,  $Fe_{76}Si_{14}C_{10}$ ) в умовах граничного тертя з обмеженим мастилом показало, що за антифрикційними характеристиками ці покриття перевершують покриття із сплавів ВК25, ПН55Т45, ПГ-СР3, що мають кристалічну структуру. Після періоду прироблення на поверхні тертя плазмових покриттів з аморфною структурою не спостерігаються сліди виривів і задир, тріщин і сколов. При дослідженні детонаційних покриттів із сплаву системи Fe-B-C заевтектичного складу, що має біля 70 % аморфної складової, також встановлено, що їх зносостійкість наближається до зносостійкості твердого сплаву ВК15.

Високі експлуатаційні властивості покриттів, нанесених із сплавів на основі систем Fe-B, Fe-Cr-B, Fe-B-C, обумовлені наявністю в їх структурах разом з однорідною металевою матрицею включень фаз зміцнення – бориду і карбідів.

Амортизовані газополуменеві покриття системи Fe-B мають високу зносостійкість в умовах великих контактних вантажень при терті, коли середня температура робочих поверхонь досягає 300...450 °С. В температурному діапазоні 200...300 °С величина мікротвердості таких покриттів практично не змінюється. При нагріванні до 400 °С має місце зниження мікротвердості від 7500 до 5500 МПа, що пов'язано з частковою кристалізацією аморфної фази. При цьому, подальше підвищення температури до 600 °С практично не робить впливу на мікротвердість покриття. Підвищення температури > 600 °С викликає різке зниження мікротвердості, ймовірно, внаслідок рекристалізації матеріалу покриття. Аналогічний характер температурної залежності мікротвердості спостерігається і для газополуменевих покриттів Fe-Cr-B.

Слід зазначити, що такі покриття за величиною мікротвердості і її температурної стабільності практично не поступаються плазмовим покриттям, напиленим з промислових порошків високолегованих кобальтових і нікелевих сплавів, які рекомендуються для використання в умовах тертя при підвищених температурах, зокрема, для поршневих кілець двигунів внутрішнього згорання. Такі покриття завдяки високій твердості в широкому інтервалі температур забезпечують високу зносостійкість вузлів машин при граничному і сухому терті в умовах контактних навантажень 16...24 МПа, а також при температурах до 600 °С.

### 1.3. Особливості будови композиту «покриття-основа»

Поверхневий шар деталей з покриттям є композитом, що має комплекс специфічних властивостей, які обумовлені наявністю системи макронерівностей на поверхні покриття, складну неоднорідну структуру матеріалу покриття, будовою межі «покриття-основа». Усе це робить вплив як на оброблюваність матеріалів покриттів різанням, так і на вибір технології обробки, режими різання, особливості конструкції і параметри різальних інструментів.

#### 1.3.1. Топографія поверхні деталей з наплавленими і напиленими покриттями

Топографія поверхні деталі з покриттям визначається технологією його формування і розмірами деталі. На рис. 1.9 приведені профілі осьового і радіального перерізів поверхні ряду наплавлених і напилених покриттів. Аналіз сукупності ординат профілю поверхні покриттів, при різному кроці виміру дозволяє припустити наявність у даних поверхонь фрактальних властивостей [4].

Для підтвердження цього на рис. 1.10 представлені залежності

$$V(\Delta x) \approx |\Delta x|^{2M}, \quad (1.4)$$

де  $\Delta x$ ,  $V(\Delta x)$  – приріст і дисперсія приросту ординати профілю.

У логарифмічній системі координат залежності для наплавлених і напилених покриттів мають вигляд прямих с кутом нахилу  $2M$ . Параметр  $M$  пов'язаний з величиною фрактальної розмірності профілю  $D_p$  залежністю

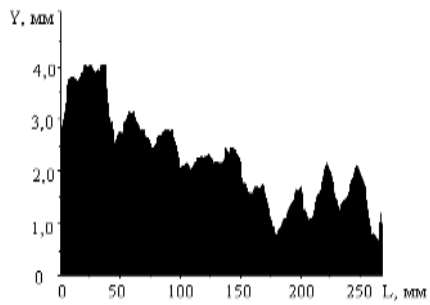
$$M = 2 - D_p. \quad (1.5)$$

Фрактальна розмірність поверхні і її перерізу визначається як [5]

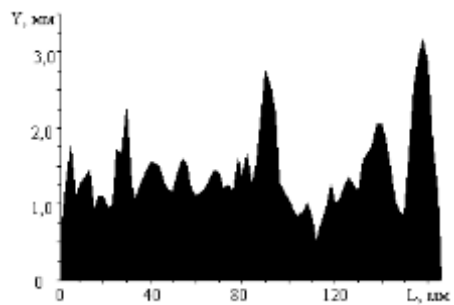
$$D_p = 1 + D_n. \quad (1.6)$$

У табл. 1.7 приведені величини фрактальної розмірності для даних перерізів (профілів) поверхонь покриттів.

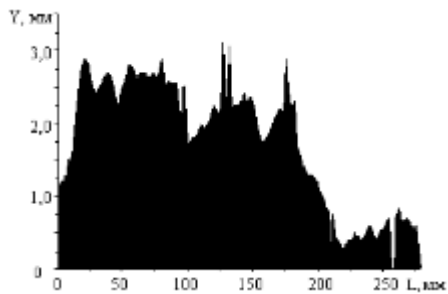
Дробова величина параметра  $D_p(D_n)$  підтверджує фрактальну природу системи нерівностей на поверхнях деталей з покриттями.



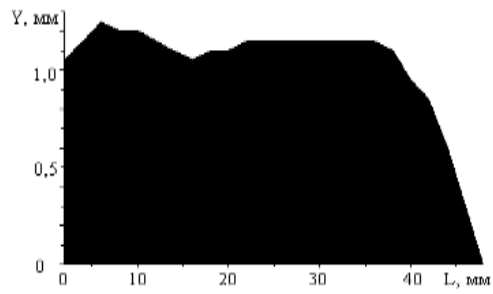
*a*



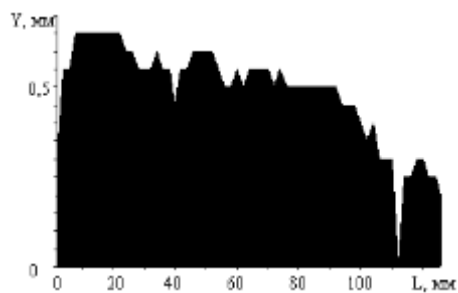
*б*



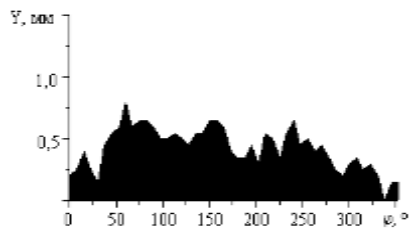
*в*



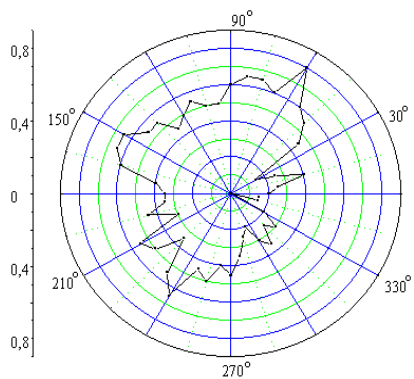
*г*



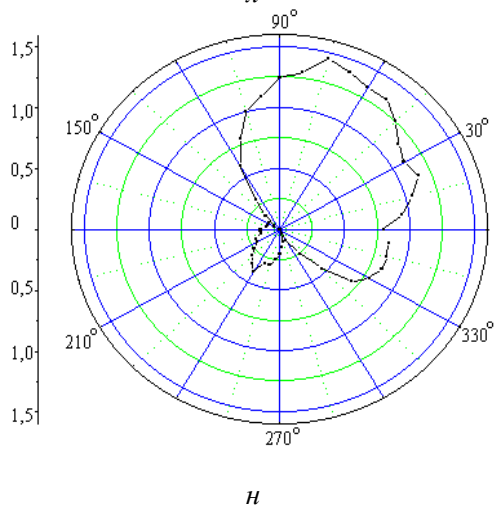
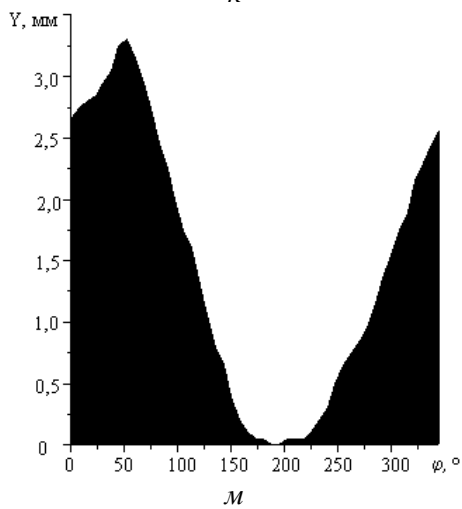
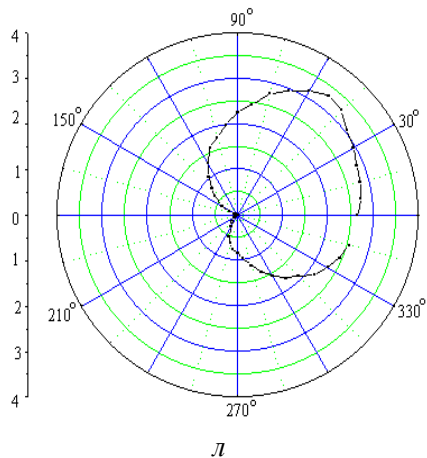
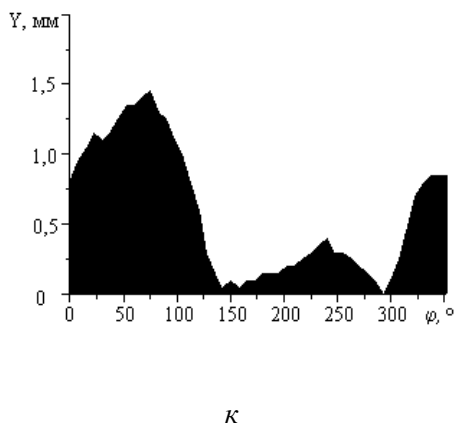
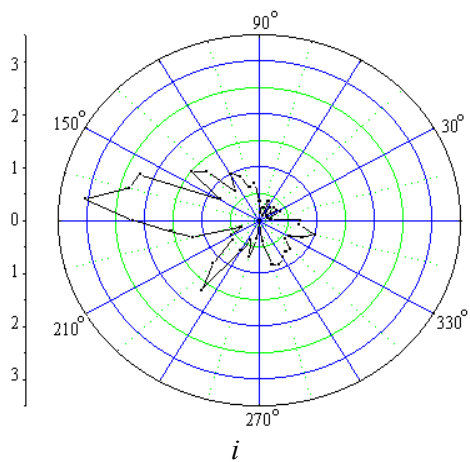
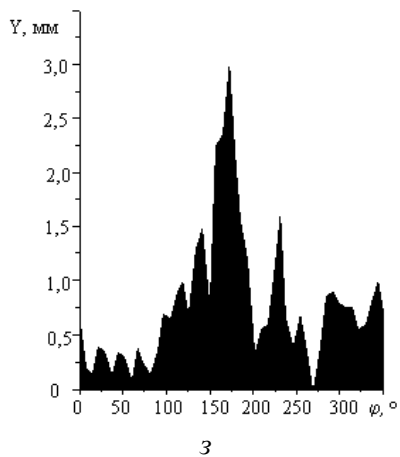
*д*

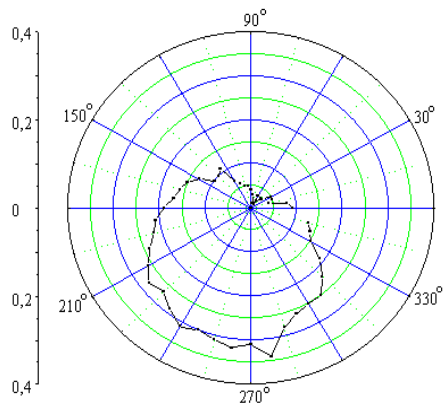
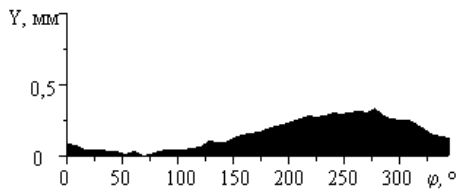


*e*



*ЖС*





o

n

Рис. 1.9. Профілі осьового (а-д) і радіального (е, з, к, м, о – в лінійних; ж, і, л, н, п – в полярних координатах) перерізів поверхні наплавлених і напилених покриттів : а, е, ж – ПГ-СР4 (порошок гранульований, автоматичне широкосмугове плазмове наплавлення); б, з, і – ПП-Нп-25Х5ФМС (порошковий дріт, електродугове наплавлення під шаром флюсу); в, к, л – ПГ-10Н-01 (порошок гранульований, ручне газополуменеве напилення з оплавленням; довгий зразок); г, м, н – ПГ-10Н-01 (порошок гранульований, ручне газополуменеве напилення з оплавленням; короткий зразок); д, о, п – ПС-12НКВ-01 (порошкова суміш, автоматичне плазмове напилення з оплавленням)

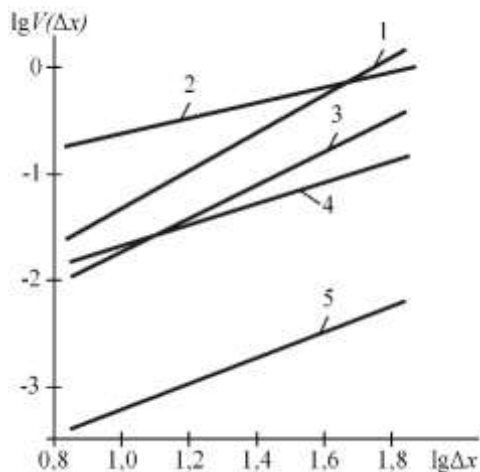


Рис. 1.10. Залежність  $\lg V(\Delta x) \sim 2M \cdot \lg |\Delta x|$ , (для сукупності ординат профілю поверхні покриттів, нанесених: 1 – порошком ПГ-10Н-01 (короткий зразок); 2 – дротом ПП-Нп-25Х5ФМС; 3 – порошком ПГ-10Н-01 (довгий зразок); 4 – порошком ПГ-СР4; 5 – порошковою сумішшю ПС-12НКВ-01. Методи нанесення покриттів аналогічні вказаним на рис. 1.9

Таблиця 1.7. Фрактальна розмірність профілю поверхонь покриттів

Покриття, матеріал, метод нанесення	Залежність $\lg V(\Delta x) \sim 2M \cdot \lg  \Delta x $ , коефіцієнт кореляції $R$ , абсолютна помилка $Sd$	$D_n$
ПГ-СР4, гранульований порошок, автоматичне широкосмугове плазмове наплавлення	$\lg V(\Delta x) = -2,727 + 1,023 \cdot \lg  \Delta x $ , $R = 0,9955, Sd = 0,4119$	1,4884
ПП-Нп-25Х5ФМС, порошковий дріт, електродугове наплавлення під шаром флюсу	$\lg V(\Delta x) = -1,336 + 0,699 \cdot \lg  \Delta x $ , $R = 0,9929, Sd = 0,0355$	1,6522
ПГ-10Н-01, гранульований порошок, ручне газополуменеве напилення з оплавленням (довгий зразок/короткий зразок)	$\lg V(\Delta x) = -3,216 + 1,503 \cdot \lg  \Delta x $ , $R = 0,9957, Sd = 0,0595$ $\lg V(\Delta x) = -3,196 + 1,835 \cdot \lg  \Delta x $ , $R = 0,9955, Sd = 0,0736$	1,2485/ 1,0822
ПС-12НВК-01, порошкова суміш, автоматичне плазмове напилення з оплавленням	$\lg V(\Delta x) = -4,615 + 1,349 \cdot \lg  \Delta x $ , $R = 0,9777, Sd = 0,1229$	1,325

Враховуючи, що значення ординати профілю в кожній точці поверхні деталі, стосовно процесу обробки, фактично є глибиною різання, величина фрактальної розмірності оброблюваної поверхні робить безпосередній вплив на процес різання і його вихідні показники. Цей статистичний параметр, що характеризує оброблюваний виріб, обумовлює режими різання як чорнової, так і чистової обробки.

### 1.3.2. Фрактальний підхід до опису структури та поверхневих властивостей покриттів

Застосування представлень фрактального формалізму є одним з ефективних шляхів кількісного опису структур покриттів.

У зв'язку з тим, що структуроутворення при формуванні покриттів реалізується далеко від умов термодинамічної рівноваги, а рушійною силою процесу є прагнення системи до мінімуму виробництва ентропії, структури, що самоорганізуються, є фрактальними.

Абсолютна неупорядкованість конденсованих систем, у тому числі в аморфному стані, принципово неможлива в силу теореми Рамсея, відповідно до якої будь-яка досить велика множина  $N_n > R(N, n)$  чисел, точок або об'єктів, де  $R(N, n)$  – числа Рамсея, містить високоупорядковану підсистему з  $N_n < R(N, a)$  елементів. У разі аморфної структури такими точками (об'єктами) є атоми на мікрорівні і елементи структури на більш високих масштабних рівнях. Для покриттів з аморфною структурою в якості такого елементу можна прийняти

деформовану при зіткненні з підкладкою напилену частинку. Для таких частинок характерна розвинена структура меж, самоподібних в широкій масштабній області, а фрактальна розмірність структури аморфного сплаву пов'язана із концентрацією  $C_\phi$  аморфної фази відповідно до відомої залежності:

$$D_\phi = 2 + \ln\left(n \cdot \frac{C_\phi}{\ln n}\right) \text{ де } n - \text{число елементів, що формують структуру.}$$

Вміст різних складових в покритті залежить від особливостей технології його отримання, наприклад, для аморфних покриттів – від методів і режимів нанесення покриття, виду початкового матеріалу, степені окислення початкового матеріалу і інших чинників. Таким чином, управління фрактальною структурою покриттів пов'язане з управлінням об'ємною долею різних фаз, у зв'язку з тим, що останні визначають фрактальну розмірність структури матеріалу. Знання кількісного показника структури на різних масштабних рівнях, яким є фрактальна розмірність, відкриває перспективи ефективного управління структурою і властивостями матеріалів покриттів за рахунок створення заданої степені нерівноважності системи.

Фрактальна природа структури матеріалу покриття має на увазі і фрактальну природу сукупності його механічних властивостей в мікрооб'ємах.

Фрактальна оцінка впливу механічних властивостей оброблюваного матеріалу, наприклад, твердості, на показники процесу різанням, передусім пов'язана з розробкою методів визначення фрактальної розмірності їх сукупності  $D_s$  [6]. Враховуючи, що оброблюваний матеріал представлений декількома структурними складовими, сукупність його механічних властивостей повинна розглядатися як мультифрактал з комплексом характеристик. У першому наближенні розглядається простіша характеристика – фрактальна розмірність сукупності механічних властивостей матеріалу покриття.

У зв'язку з тим, що сукупність механічних властивостей матеріалу покриття при виготовленні і відновленні деталей безпосередньо впливає на якість обробленої поверхні і стійкість інструменту, актуальним є питання її кількісної оцінки. Для вирішення цього завдання пропонується використати один з методів мікромеханічних неруйнівних досліджень – деформаційно-спектральний аналіз, яким кількісно оцінюється чутливість трибоспектральних характеристик, пов'язаних з гетерогенністю структури шару покриття. Ця неоднорідність визначає спектральний характер формування сил тертя у зв'язку з немонотонним поширенням деформацій пружнопластичності через структурні бар'єри при контактній взаємодії. Для визначення величини  $D_s$  досліджуваних покриттів на приладі для проведення склерометричних досліджень з постійною швидкістю здійснювалося сканування їх поверхні на відстані  $H$  від основи нормально навантаженим індентором в режимі деформації пружнопластичності, і знімалися трибограми, величини тангенціальної складової  $P_t$  сили контактної взаємодії індентора, що характеризують зміну, з досліджуваною поверхнею.

Конструкція склерометра (рис. 1.11, а), який використовувався для проведення досліджень, виключає переміщення індентора в двох площинах – єдина площина переміщення горизонтальна, а зусилля, що фіксується, – тангенціальне. Прилад дозволяє знімати трибограму (рис. 1.11, б), що описує процес опору руху індентора уздовж траси сканування. Індентор переміщується в режимі примусових коливань (вольтметром фіксується діапазон коливань індентора в межах від  $U_{\max}$  до  $U_{\min}$ ), характер яких визначається механічними властивостями структурних фрагментів матеріалу і сукупністю нерівностей на поверхні досліджуваного зразка.

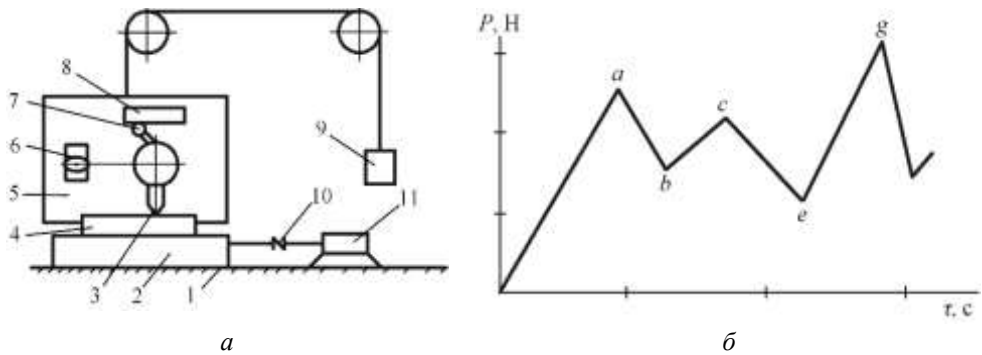


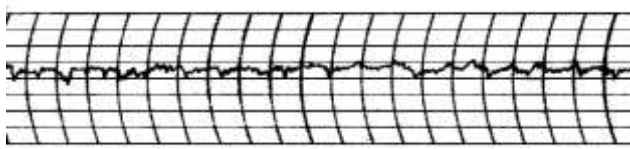
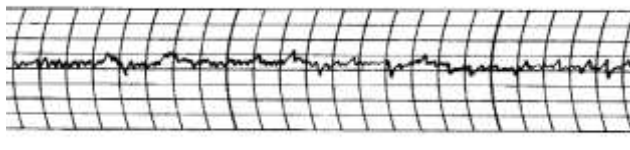
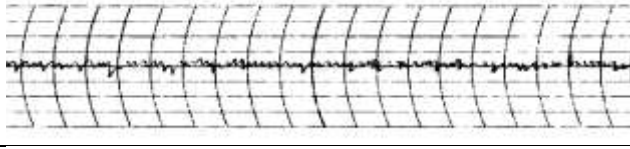
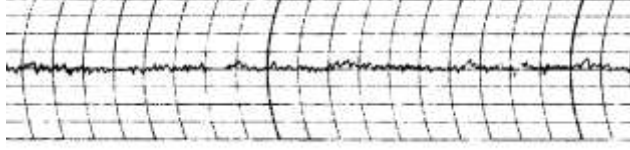
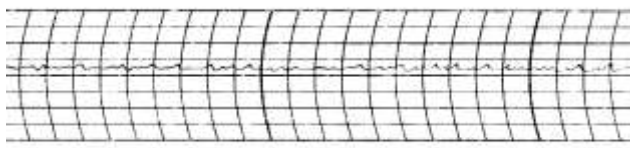
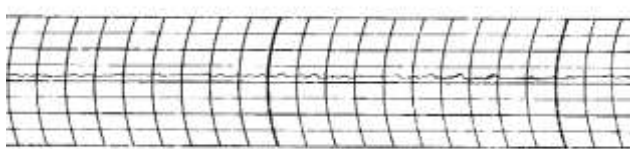
Рис. 1.11. Схема приладу для склерометричних досліджень (а) і трибограма (б):  
 1 – приладовий стіл; 2 – координатний стіл; 3 – індентор; 4 – зразок;  
 5 – навантажувальне пристосування; 6 – датчик переміщень; 7 – тяга; 8 – упор;  
 9 – протизвага; 10 – муфта; 11 – електродвигун

Висота нерівностей поверхні залежно від умов обробки може змінюватися в широкому діапазоні (від доль до декількох сотень мікрметрів) і є одним з головних чинників формування похибки вимірювання із-за значного впливу на характер і величину відхилення індентора при проходженні різних ділянок поверхні. Мінімізувати вплив нерівностей поверхні на результати досліджень можна вибором оптимальних режимів сканування. Для встановлення величини навантаження на індентор проведено сканування поверхні зразка ( $Ra\ 0,8$ ) із сталі 45 із зусиллями 50, 100, 150, 200, 250, 300 сН. Отримані результати (табл. 1.8) свідчать про те, що при скануванні із зусиллям на індентор  $P < 100$  сН величина шорсткості поверхні значно впливає на величину  $\Delta = (U_{\max} - U_{\min})$ . Зі збільшенням навантаження на індентор до 250 сН величина  $\Delta$  практично перестає змінюватися, що свідчить про відсутність впливу на результат сканування шорсткості поверхні зразка.

Сканування зразків проводиться в режимі деформації пружнопластичності поверхневого шару, що забезпечується вибором форми і матеріалу індентора, максимального зусилля деформації, яка не повинна перевищувати значень, при яких відношення глибини шару, що деформується, до радіусу закруглення вершини індентора  $\geq 0,5$ . З урахуванням відміченого вище сканування зразків проводилося з режимами: швидкість сканування – 0,04 мм/с, навантаження на

індентор – 200 сН, чутливість по вертикалі – 0,5 В/см, швидкість протягування стрічки – 2 мм/с, час сканування – 100 с. Як матеріал індентора використовувався природний алмаз, який має мінімальну адгезію до більшості технічних матеріалів.

Таблиця 1.8. Залежність результатів сканування від величини навантаження на індентор

Навантаження на індентор, сН	$U_{\max} - U_{\min}$ , В	Фрагмент трибограм
50	1,6	
100	1,0	
150	0,8	
200	0,8	
250	0,7	
300	0,7	

У склерометрі використовувався стандартний алмазний індентор для виміру твердості по Роквеллу, з кутом при вершині конуса  $120^\circ$  і радіусом закруглення вершини 200 мкм. Зразки з напиленими покриттями оброблялися до отримання поверхонь з висотою нерівностей  $Ra$  0,8.

Поверхневий шар досліджуваних матеріалів у зв'язку з нестабільністю механічних властивостей і випадковим характером контактної взаємодії чинить змінний опір переміщенню індентора відносно зразка, характер якого фіксується на трибограмі (рис. 1.12).

Поверхневий шар матеріалу є системою випадково розподілених структурно-енергетичних бар'єрів різної потужності, які протидіють поширенню деформацій пружнопластичності. Сукупність ординат трибограми є функцією сукупності механічних властивостей матеріалу покриття, особливостей його структури і дефектності, тому по отриманій трибограмі правомірно оцінювати властивості і неоднорідність поверхневого шару чисельними характеристиками.

Таким чином, трибограма є геометричним портретом сукупності механічних властивостей гетерогенного поверхневого шару покриття (у перерізі) з урахуванням особливостей його структури.

Величина фрактальної розмірності  $D_s$  сукупності механічних властивостей покриттів може бути оцінена з використанням клітинного методу у декілька етапів.

Величина фрактальної розмірності  $D_s$  сукупності механічних властивостей покриттів може бути оцінена з використанням клітинного методу у декілька етапів.

На першому етапі трибограма покривається рівномірною квадратною сіткою з довжиною сторони квадрата  $\delta$ , яка при кожному акті покриття змінюється (наприклад,  $\delta = 10, 7, 5, 3, \dots$  мм). Підраховується кількість квадратів  $N$ , сторони яких хоч би один раз перетинає лінія трибограмми. Далі встановлюється ступенева залежність  $N = A \cdot \delta^{-D}$ , де  $A$  – коефіцієнт.

Показник степені в залежності є фрактальною характеристикою множини.

Така залежність в логарифмічних координатах лінійна (рис. 1.13) і представляє собою пряму – фрактальну діаграму, тангенс кута нахилу якої відповідає фрактальній розмірності досліджуваної сукупності даних:  $\operatorname{tg} \alpha = D_s$ .

Для ізотропної за властивостями поверхні співвідношення фрактальної розмірності поверхні і її перерізу визначається як  $D_{\text{сп}} = 1 + D_s$ .

Для розрахунку фрактальної розмірності на ЕОМ по приведеному вище алгоритму розроблена програма «*Fractal analysis*» (рис. 1.14).

Для забезпечення коректності результатів необхідно проводити не менше трьох сканувань кожного зразка покриття у взаємноперпендикулярних напрямках і виводити середнє значення величини  $D_s$ .

Дробова величина параметра  $D_s$  підтверджує фрактальну природу сукупності механічних властивостей напилених покриттів (табл. 1.9). У той же

час, для остаточного висновку про фрактальність досліджуваного об'єкту, окрім дробової величини фрактальної розмірності, він повинен ще характеризуватися самоподібністю на різних масштабних рівнях.

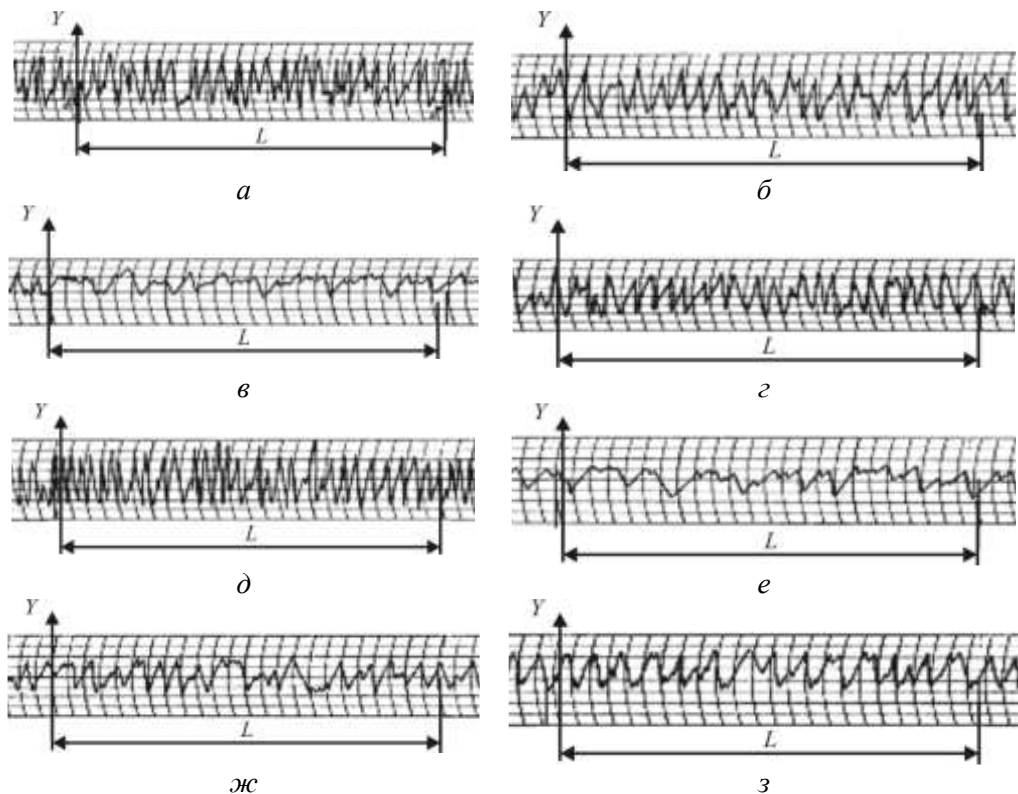


Рис. 1.12. Фрагменти трибограм покриттів: а – газополуменеве напилення порошком  $Fe_{80}B_{20}$ ; б – електродугове напилення порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; в – газополуменеве напилення порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; г – електродугове напилення порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; д – газополуменеве напилення порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; е, ж, з – газополуменеве напилення порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , на відстані 0,6; 1,1; 1,4 мм від основи відповідно

Для оцінки останнього було проведено сканування зразка з покриттям, напиленим з порошку  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , з навантаженням на індентор 100, 200 і 250 сН. Отримані трибограми (рис. 1.15) характеризують матеріал покриття на різних структурних рівнях і мають подібний вигляд, що підтверджує фрактальний характер структури покриттів.

Перспективність використання фрактального підходу пов'язана з можливістю кількісної оцінки гетерогенності структури покриття через сукупність його механічних властивостей.

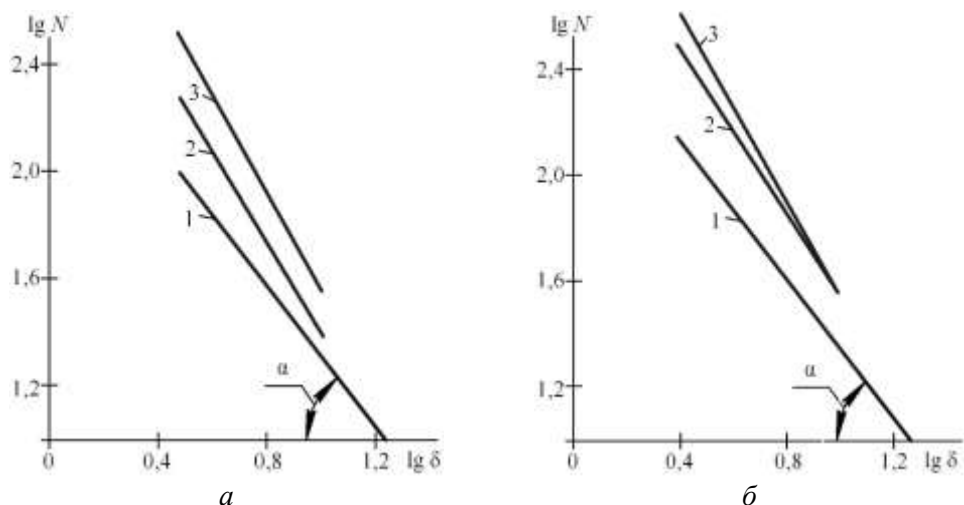


Рис. 1.13. Діаграми для визначення фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей покриттів (у перерізі) систем Fe-Si-B і Fe-Cr-B (а) (1 – газополуменеве напilenня порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; 2 – електродугове напilenня порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; 3 – газополуменеве напilenня порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ), системи Fe-B (б) (1 – газополуменеве напilenня порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 2 – електродугове напilenня порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 3 – газополуменеве напilenня порошком  $Fe_{80}B_{20}$ )

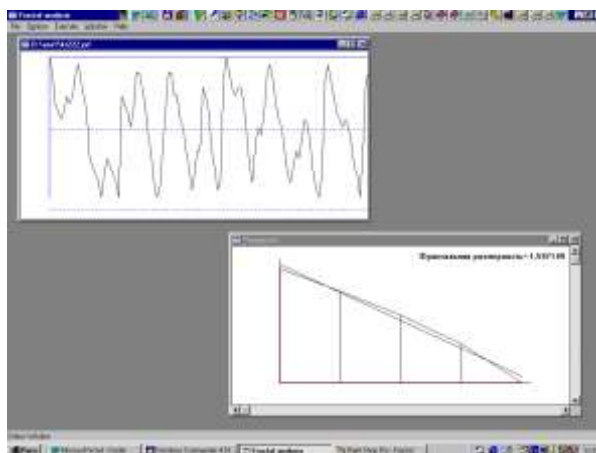


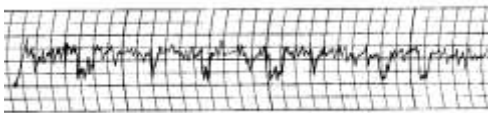
Рис. 1.14. Інтерфейс програми «Fractal analysis» для визначення фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей покриттів (у перерізі)

Структура досліджуваного матеріалу оцінюється значенням масштабно-інваріантної характеристики – фрактальній розмірності сукупності механічних

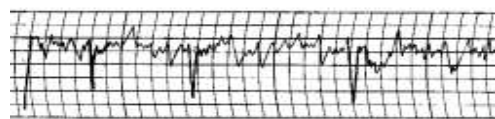
властивостей поверхневого шару  $D_s$ , яка змінюється в діапазоні від 1 до 2. Значення  $D_s = 1$  характеризує «ідеальний, однофазний» матеріал без мікродефектів, пор, включень. Зі збільшенням величини  $D_s$  зростає степінь гетерогенності структури покриття.

Таблиця 1.9. Фрактальна розмірність сукупності механічних властивостей покриттів

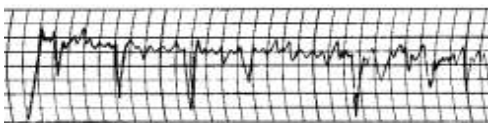
Матеріал, метод напилення	Функція $N = A \cdot R^{-D_s}$	$D_s$
Порошок $Fe_{80}B_{20}$ : – газополуменеве – електродугове	$N = 2145,9 \cdot R^{-1,7624}$	$1,76 \pm 0,036$
	$N = 1389,0 \cdot R^{-1,5716}$	$1,57 \pm 0,023$
Порошковий дріт $Fe_{80}B_{20}$ : – газополуменеве	$N = 486,6 \cdot R^{-1,3159}$	$1,32 \pm 0,012$
Порошок $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ : – газополуменеве – електродугове	$N = 2462,4 \cdot R^{-1,8211}$	$1,82 \pm 0,038$
	$N = 1809,9 \cdot R^{-1,6821}$	$1,68 \pm 0,025$
Порошок $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , газополуменеве Відстань від основи: – 0,6 мм – 1,1 мм – 1,4 мм	$N = 425,1 \cdot R^{-1,3136}$	$1,31 \pm 0,016$
	$N = 946,4 \cdot R^{-1,5805}$	$1,58 \pm 0,019$
	$N = 1171,2 \cdot R^{-1,6691}$	$1,67 \pm 0,021$



*a*



*б*




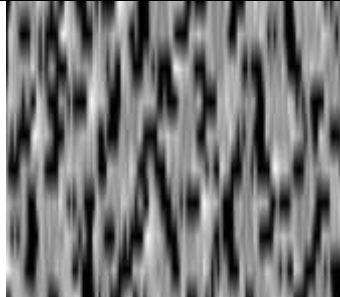

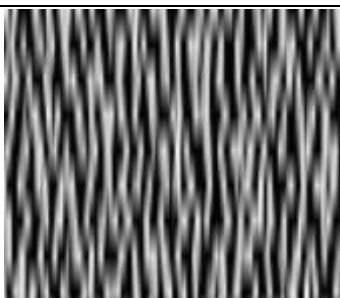


*в*

Рис. 1.15. Фрагменти трибограм газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , при зусиллі на інденторі: *a* – 100 сН; *б* – 200 сН; *в* – 250 сН

Фрактальний аналіз зображень, що представлені на рис. 1.16, довів, що між фрактальними розмірностями структури  $D_{стр}$  і сукупності механічних властивостей  $D_s$  поверхневого шару досліджуваного матеріалу має місце зв'язок з

коефіцієнтом кореляції  $0,99 - D_s = -1,64 + 1,4D_{стр}$ , що є кількісним підтвердженням положень відомої триади Курнакова.

Покриття	Мікроструктура	Візуалізована сукупність механічних властивостей поверхневого шару
Газополум'яне покриття, Порошок $Fe_{80}B_{20}$	 <p style="text-align: center;"><i>a</i></p>	 <p style="text-align: center;"><i>б</i></p>
Газополум'яне покриття, Порошковий дріт $Fe_{80}B_{20}$	 <p style="text-align: center;"><i>в</i></p>	 <p style="text-align: center;"><i>г</i></p>
Електродугове покриття, Порошковий дріт $Fe_{79}Cr_{16}B_5$	 <p style="text-align: center;"><i>д</i></p>	 <p style="text-align: center;"><i>е</i></p>

*Рис. 1.16. Структура поверхні (а, в, д) і сукупність механічних властивостей поверхневого шару (б, г, е) напелених покриттів: а – газополуменевого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; б – газополуменевого порошком  $Fe_{80}B_{20}$  ( $\times 240$ ); в – газополуменевого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $\times 480$ ); г – електродугового порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $\times 400$ )*

### 1.3.3. Межі розділів у композиті «покриття-основа»

Враховуючи викладене вище, межі розділів в покритті можна визначити як міжзернові, міжфазні, між шарами, між покриттям і основою. Відповідно, при напиленні покриття, а також під дією сил різання і експлуатаційного навантаження, в процесі пластичної деформації в покритті формуватимуться: субмікроефекти на міжзернових і міжфазних межах, мікроефекти – на межах між шарами, макроефекти – на межі розділу покриття з основним матеріалом.

Природа формування зв'язків між частинками, що охолоджуються, а також між частинками і основним матеріалом, обумовлюють адгезійно-когезійну міцність покриття. При використанні промислових дозвуків плазмотронів фактична поверхня контакту між напиленими частинками і основою складає 35...45 % від номінальної площі контактної поверхні деталі. Міцність механічного зчеплення характеризується величиною 5...10 МПа.

На основі аналізу технологічних методів формування покриттів, з урахуванням їх міцності, розроблена структурна схема для окремих етапів «життєвого циклу» деталей з покриттями (рис. 1.17).

Формування якісного покриття істотно залежить як від рівня активації поверхні деталі, так і від швидкості польоту частинок з високим коефіцієнтом акумуляції тепла. В результаті контактної взаємодії частинок з матеріалом основи адгезійна міцність реалізується залежно від типу поодиноких зв'язків і їх кількості. Ефективність енергетичної активації поверхні основи і напилюваних частинок, згідно теорії реології, є чинником, що визначає адгезійну міцність покриття (табл. 1.10).

З таблиці видно, що найбільш універсальними є 1, 3, 4, 5 методи активації поверхні деталі. Методи 3, 5, 6 дозволяють забезпечити найвищі показники адгезійної міцності, але ці методи не рівнозначні і використовуються для конкретних матеріалів і умов виробництва. Так нарізування «рваного» різьблення може використовуватися тільки при відновленні деталей типу тіл обертання в незагартованому стані.

Аналіз існуючих методів формування газотермічних покриттів і енергетичної активації основи дає уявлення про високий рівень гетерогенності структури покриттів і перехідної зони. При механічній обробці таких покриттів має місце значна зміна сил різання, є небезпека прояву регенеративного ефекту і подальшого дефектоутворення в зоні між частинками і в перехідній зоні композиту «покриття-основа».

Формування і перерозподіл залишкових напружень в результаті термосилової дії різального інструменту може привести до руйнування покриття як на стадії механічної обробки, так і при експлуатації деталей. Після напилення поверхні таких деталей мають радіальне биття, що збільшує припуск на механічну обробку. Активація матеріалу основи перед напиленням досягається за рахунок видалення фізично адсорбованих газів, вологи, жирних плівок, шаржування



Рис. 1.17. Технологічні методи формування адгезійно-когезійних параметрів газотермічних покриттів

твердими частинками; максимально можливого зменшення товщини оксидних плівок; створення рельєфу і мікроструктури поверхні; підігрівання основи.

Таблиця 1.10. Методи енергетичної активації основи

№	Назва методу	Обладнання	Стан активованої поверхні	*Методи напилення	Недоліки методу активації	Очікувана адгезійна міцність, МПа
1	Піскоструменевий	Піскоструминний апарат	Нерівності із закругленою формою вершин	1, 2, 3, 4	Залишки піску, наклеп	20...25
2	Дробоструменевий	Дробеструминний апарат	Нерівності із закругленою формою вершин	1, 2	Залишки металу і оксидів, наклеп	20...25
3	Нарізування «рваного» різьблення	Токарно-гвинторізний верстат	Профіль різьблення з щербинами	1, 2, 3	Радіальне биття незагартованої деталі типу тіла обертання	40...50
4	Напилення підшару	Обладнання для напилення	Пориста, шорстка поверхня	2, 3, 4	Підбір матеріалу підшару	40...45
5	Голкофрезерування з вібраціями	Спеціальний верстат	Виступи і западини різної висоти	1, 2, 3, 4	Незагартована деталь	80...90
6	Плазмова активація	Плазмово-дугова установка	Нагріта поверхня деталі	1	Обмеженість використання	50...60
7	Просочення хімічноактивною речовиною	Гальванічна ванна	У стані механічної активації	1, 2, 3, 4	Обмеженість використання	40...50
8	Хімічна активація	Гальванічна ванна	Травлення тонких структур	1, 2, 3, 4	Обмеженість використання	35...40

\* Методи напилення: 1 – електродугове; 2 – газополуменеве; 3 – плазмово-дугове; 4 – детонаційне.

#### 1.4. Системні уявлення щодо оброблення наплавлених і напилених покриттів

З огляду на складність структурного стану, неоднорідність властивостей наплавлених і напилених матеріалів, для аналізу процесу їх обробки доцільно використовувати методологію системного аналізу.

Система – об'єкт будь-якої природи, властивості якого не має жодна з частин системи за будь-якого способу членування і який не виводиться з властивостей частин. Частини системи, що мають аналогічні властивості – підсистеми. Головними характеристиками системи є: – структура, яка визначається рядом елементів ( $M$ ) з відповідними властивостями ( $P$ ), зв'язки елементів, які визначаються як співвідношення між елементами ( $R$ ). Відповідно до цього, структура системи являє собою множину:  $S = \{M, P, R\}$ . Зв'язки між системою та її оточенням являють собою входи  $\{X\}$  і виходи  $\{Y\}$ . Згідно з Н. Вінером [7] входи і виходи системи можна розділити на три загальні категорії: речовина, енергія, інформація. Функція системи для досягнення деякої мети полягає в перетворенні входів  $\{X\}$  у виходи  $\{Y\}$ .

Як показано вище, захисні покриття характеризуються значною нестабільністю механічних властивостей, неоднорідністю хімічного складу, на деталях із покриттями наявні випадкові відхилення макро- і мікрогеометричних параметрів поверхонь. У зв'язку з цим, має сенс говорити про наявність під час обробки різанням таких гетерогенних матеріалів і виробів з їх використанням трирівневої системи (рис. 1.18).



Рис. 1.18. Схема системи обробки покриттів

На третьому рівні  $\{M3\}$  доцільно розглядати неоднорідність механічних властивостей і структури наплавлених і напилених матеріалів. Другий рівень  $\{M2\}$  системи пов'язаний з наявністю на поверхні виробів з покриттями макро- і мікронерівностей, відхилень форми виробу і зумовленими цим особливостями

контактування з ріжучим інструментом. Стосовно умов обробки, коли з деталі видалено верхній нерівний шар покриття, вплив вихідних дефектів профілю визначається технологічною спадковістю. Перший рівень  $\{M1\}$  системи зумовлений жорсткістю технологічного обладнання, пристосувань, інструменту і деталі (умовно – технологічного обладнання).

Таким чином, система містить три елементи, пов'язані з оброблюваним матеріалом, особливостями контактування виробу з ріжучим інструментом і станом устаткування, на якому проводиться обробка. Водночас просте підсумовування цих трьох компонентів не визначає властивості всієї системи.

Між ними має місце складна взаємодія, пов'язана, зокрема, з тим, що ділянки покриття з мінімальним (максимальним) рівнем механічних властивостей матеріалу (підсистема  $\{M3\}$ ) може відповідати ділянка поверхні деталі з максимальним (мінімальним) відхиленням профілю (підсистема  $\{M2\}$ ). Кінцевий же результат визначатиметься співвідношенням характеристик підсистем  $\{M3\}$ - $\{M2\}$ . Аналогічні міркування застосовні і для підсистеми  $\{M1\}$ .

Характеристики розглянутої системи наведено в табл. 1.11.

Опис системи зручно розглянути за допомогою карт даних системи (табл. 1.12–1.15).

Параметри, що визначають елементи, які входять до відповідної підсистеми, зокрема до першої – жорсткість технологічного устаткування, до другої – висотні та структурні характеристики профілю деталі, до третьої – хімічний склад, механічні властивості та показники структури покриттів, є ймовірнісними.

Під час розгляду підсистеми властивостей і структури покриттів необхідно брати до уваги як механічні показники, так і хімічний склад матеріалів покриттів, оскільки композити з близькою твердістю (міцністю), але різним хімічним складом, характеризуватимуться різними експлуатаційними властивостями. У той же час, механічні властивості матеріалів багато в чому залежать від їхнього хімічного складу. Своєю чергою, хімічний склад композиту визначається хімічним складом вихідних компонентів і особливостями технологій отримання кінцевого продукту – стосовно наплавлених і напилених матеріалів це хімічний склад вихідних порошків або присадних матеріалів, умови їх отримання та параметри технологій формування покриттів.

Відповідно до конфігураційної моделі речовини, запропонованої чл.-кор. НАН України Г.В. Самсоновим з колегами, у хімічних сполуках можливе існування колективізованої та локалізованої електронних підсистем. При цьому найбільш стійкими, стабільними електронними конфігураціями виявляються ті, в яких сумарні спінові моменти при утворенні хімічних сполук мінімальні.

До них належать квантові стани  $p^0$ ,  $d^0$ ,  $f^0$  (незаповнені);  $sp^3$ ,  $d^5$ ,  $f^7$ ,  $s^2$ ,  $s^2p^6$  (напівзаповнені);  $d^{10}$ ,  $f^{14}$  (зайняті). У хімічних сполуках ці електронні конфігурації можуть бути локалізовані або біля атомних кістяків, або в напрямку хімічного зв'язку між атомами. Найміцнішим хімічним зв'язком мають

вирізнятися напівзаповнені електронні конфігурації атомів, що входять до сполуки. Колективізовані електрони мають більшу потенційну енергію порівняно з локалізованими. За рахунок цього зростає їхня хімічна активність або реакції протікають у напрямі утворення таких сполук, які за даних умов вирізняються великою статистичною вагою атомів стабільних конфігурацій (SVASK).

$$P_0 = \frac{5 - n_d}{5} 100\%, \quad P_5 = \frac{n_d}{5} 100\% \quad (n_d > 5), \quad (1.7)$$

$$P_5 = \frac{10 - n_d}{5} 100\%, \quad P_{10} = \frac{n_d - 5}{5} 100\% \quad (n_d < 5), \quad (1.8)$$

де  $n_d$  – експериментальна кількість локалізованих електронів (залежності наведено для  $d$ -металів).

Таблиця 1.11. Характеристика системи обробки покриттів різанням

Під-система	Елементи (M)	Взаємодія (R)	Входи (X)	Виходи (Y)	Цілі (функція) (F)
1	2	3	4	5	6
1	Верстат, пристосування, інструмент, деталь	Контактна взаємодія деталей, деформація деталей	Жерсткість технологічної системи	Переміщення вершини інструмента відносно заданої траєкторії	Забезпечення точності та якості деталей з мінімальними витратами
2	Робочі елементи інструмента, стружка, деталь, середовище	Механічне і фізико-хімічна взаємодія в зоні обробки	Припуск на поверхні деталі з покриттям, хімічний склад матеріалів оброблюваної деталі та інструменту	Сила и температура різання, вібрації, знос і стійкість інструменту	Забезпечення видалення припуску
3	Компоненти матеріалу покриття, структура та властивості покриття	Хімічна взаємодія, механічне зчеплення	Хімічний склад матеріалу покриття	Фазовий склад, структура, механічні властивості покриття і композиту, їх дисперсія і розподіл	Забезпечення експлуатаційних властивостей покриттів

Таблиця 1.12. Карта даних системи обробки покриттів

1. Функція системи			
Надійність забезпечення значень вихідних параметрів			
2. Вхідні параметри			
Жерсткість обладнання, пристосування, інструмента, деталі	Змінна глибина різання, хімічний склад матеріалів, що контактують		Структура та властивості матеріалу покриття, їх стабільність
3. Структура системи			
Елементи	А. Підсистема технологічного обладнання	Б. Підсистема контактної взаємодії	В. Підсистема структури та властивостей покриттів
Параметри елементів	Зміщення траєкторії вершини інструмента	Параметри нерівностей на поверхні покриття. Хімічний склад матеріалів, що контактують, та середовища	Механічні властивості, їх стабільність, розмір зерен, кількість та розмір пір, дефектність матеріалу
Взаємодія		Б→А, В→А, А→Б, В→Б	
4. Вихідні параметри			
Якість поверхні	Точність виробу	Продуктивність обробки	Собівартість обробки

Таблиця 1.13. Карта даних підсистеми технологічного обладнання

1. Функція системи			
Забезпечення якості та експлуатаційних властивостей деталей			
2. Вхідні параметри			
Жерсткість технологічного обладнання		Технологічне середовище	
3. Структура системи			
Елементи	А. Деталь	Б. Верстат, пристосування, інструмент	В. Середовище
Параметри елементів	Длина, діаметр	Жерсткість верстата та оснастки. Виліт інструменту	Хімічний склад
Взаємодія		В→Б, В→А, А→Б	
4. Вихідні параметри			
Вібрації	Знос інструмента	Точність	Якість поверхні

Таблиця 1.14. Карта даних підсистеми контактної взаємодії

1. Функція системи				
Видалення припуску				
2. Вхідні параметри				
Зміна глибини різання, хімічний склад матеріалів, що контактують				
3. Структура системи				
Елементи	А. Деталь	Б. Інструмент	В. Стружка	Г. Середовище
Параметри елементів	Параметри нерівностей	Хімічний склад, механічні властивості	Хімічний склад, механічні властивості	Хімічний склад, теплофізичні властивості
Взаємодія		Г→В, Г→Б, Г→А, В→Б, Б→А, А→Б, А→В		
4. Вихідні параметри				
Вібрації		Продуктивність обробки	Стійкість резального інструменту	

Таблиця 1.15. Карта даних підсистеми структури та властивостей покриттів

1. Функція системи		
Забезпечення працездатності виробу		
2. Вхідні параметри		
Хімічний склад, параметри структури, механічні властивості		Розкид параметрів структури і механічних властивостей
3. Структура системи		
Елементи	А. Параметри структури	Б. Властивості покриттів
Параметри елементів	Розмір зерен, пористість, величина пір	Хімічний склад, твердість, мікротвердість, міцність, адгезійна здатність
Взаємодія		А→Б
4. Вихідні параметри		
Міцність покриття	Міцність зчеплення з основою	Зносостійкість

Як відомо, величини SVASK  $d^5$  для перехідних металів і  $sp^3$  для низки неметалів тісно корелюють із характеристиками їхньої твердості та показниками міцності.

У зв'язку з відсутністю наразі точних кількісних даних щодо фазового складу наплавлених і напилених матеріалів як величину, що кількісно оцінює хімічний склад матеріалів, що розглядаються, пропонується прийняти значення SVASK, яке розраховують як сумарний SVASK для елементного складу вихідних компонентів покриттів за залежністю

$$SVASK = \frac{\sum_1^i (K_i \cdot SVASK_i)}{100}, \quad (1.9)$$

де  $K_i \cdot SVASK_i$  – добуток відсоткового вмісту  $i$ -го компонента матеріалу

У табл. 1.16 наведено залежності «твердість-SVASK» для наплавлених і напилених матеріалів, розділених за групами, пов'язаними з технологіями отримання вихідних матеріалів і формування покриттів. Отримані залежності з високим ступенем кореляції пов'язують величину твердості покриттів з хімічним складом їхніх вихідних компонентів.

Таблиця 1.16. Вплив сумарного SVASK вихідного елементного хімічного складу на твердість покриттів

Група покриттів	Залежність (HB)(HV)HRC = $f(SVASK)$	Коефіцієнт кореляції $R$ , абсолютна похибка $Sd$
1	2	3
Наплавлені покриття*: А. Зварювальний дріт	$HB = -11325,94 + 212,62(SVASK)$	$R = 0,885^{(4)}$ ; $Sd = 21,69$
В. Наплавочний дріт	$HB = -48981,32 + 908,4(SVASK)$	$R = 0,999^{(4)}$ ; $Sd = 2,05$
Н. Порошковий дріт	$HRC = -181,17 + 3,94(SVASK)$	$R = 0,813^{(7)}$ ; $Sd = 2,54$
А. Порошковий дріт	$HRC = -877,72 + 16,75(SVASK)$	$R = 0,987^{(6)}$ ; $Sd = 1,49$
Е. Спечена стрічка	$HRC = 613,98 + 11,59(SVASK)$	$R = 0,999^{(5)}$ ; $Sd = 0,27$
Напилені покриття: ПГ-СР... ТУ 14-1-3795-84	$HRC = -118,12 + 6,05(SVASK)$	$R = 0,999^{(5)}$ ; $Sd = 0,47$
СНГН...ТУ 48-19-212-76	$HRC = -3,72 + 2,02(SVASK)$	$R = 0,991^{(5)}$ ; $Sd = 0,93$
ПГ-АН...ТУ ИЭС 374-83	$HRC = 2,57 + 1,66(SVASK)$	$R = 0,745^{(1)}$ ; $Sd = 6,9$
ПН...ТУ 14-1-3795-84	$HRC = -13,36 + 1,96(SVASK)$	$R = 0,885^{(4)}$ ; $Sd = 4,47$

1	2	3
ПГ-ХН...ГОСТ 21448-75	$HRC = -98,01+5,16(SVASK)$	$R = 0,995^{(5)}$ ; $Sd = 1,4$
НПЧ...ТУ 8-19-40-73	$HB = -64,32+6,24(SVASK)$	$R = 0,897^{(2)}$ ; $Sd = 9,54$
ПГ-Н...ТУ 48-19-383-84	$HRC = -38,8+3,27(SVASK)$	$R = 0,988^{(6)}$ ; $Sd = 1,9$

1.\* – класифікація Міжнародного інституту зварювання; 2. (1) –  $[R]_{0,95} = 0,669$ ; (2) –  $[R]_{0,975} = 0,878$ ; (3) –  $[R]_{0,995} = 0,958$ ; (4) –  $[R]_{0,995} = 0,924$ ; (5) –  $[R]_{0,9995} = 0,991$ ; (6) –  $[R]_{0,9995} = 0,974$ ; (7) –  $[R]_{0,975} = 0,811$

Таким чином, поділ наплавлених і напилених покриттів за групами технологій отримання вихідних матеріалів і отримання покриттів дозволяють використовувати як характеристику властивостей покриттів тільки параметри твердості, що важливо для аналізу підсистеми властивостей і структури покриттів.

Структура підсистеми технологічного забезпечення точності та якості виробів з покриттями складається з елементів: деталь, обладнання, середовище. Вплив елементів підсистеми на процес обробки деталей з покриттями визначається їхніми параметрами: жорсткістю деталі, інструменту, обладнання, хімічним складом середовища.

Сукупність цих параметрів визначає відхилення траєкторії руху вершини ріжучого інструменту відносно заданої, обумовлюючи одержувану точність і якість поверхневого шару виробів.

Жорсткість технологічної системи є сумарною характеристикою, що визначається жорсткістю верстата, пристосувань, ріжучого інструменту та оброблюваної деталі.

З огляду на те, що токарний патрон має кінцеву жорсткість, для випадку обточування вала, закріпленого в патроні та підібганого заднім центром, з урахуванням зміни в разі різних кутових положень шпинделя, піддатливість (величина, зворотна жорсткості) визначається залежністю

$$\omega = \omega_c + \left(1 - \frac{x}{l}\right)^2 \omega_k + \left(\frac{x}{l}\right)^2 \left[ \omega_{п.сп} + \frac{\Delta\omega}{2} \sin(\varphi + \varphi_0) \right] + \frac{x^2(l-x)^2}{3EJ}, \quad (1.10)$$

де  $\omega_c$ ,  $\omega_3$ ,  $\omega_{п}$  – податливість, відповідно, системи супорт-різець, задньої бабки, патрона;  $x$  – відстань від міста прикладання сили до патрона;  $l$  – довжина вала;  $E$  – модуль пружності оброблюваного матеріалу;  $J$  – момент інерції перерізу деталі (для круглого вала  $J = 0,05D^4$ );  $\omega_{п.сп}$ ,  $\Delta\omega$  – відповідно середнє значення піддатливості та різниця максимального і мінімального значень піддатливості за

один оберт шпинделя;  $\varphi$ ,  $\varphi_0$  – відповідно кут повороту шпинделя відносно початкового положення і кут, що визначає початок відліку відносного кутового положення шпинделя, за якого піддатливість дорівнює  $\Omega_{п.ср}$ .

Гістограми пружних відтиснень у токарних верстатів з хорошим наближенням апроксимуються логарифмічно нормальним розподілом.

### 1.5. Початкові передумови розробки технологій механічної обробки покриттів

У багатьох випадках механічна обробка покриттів – етап процесу формування зміцнених або відновлених деталей. Зупинимося на його загальній характеристиці.

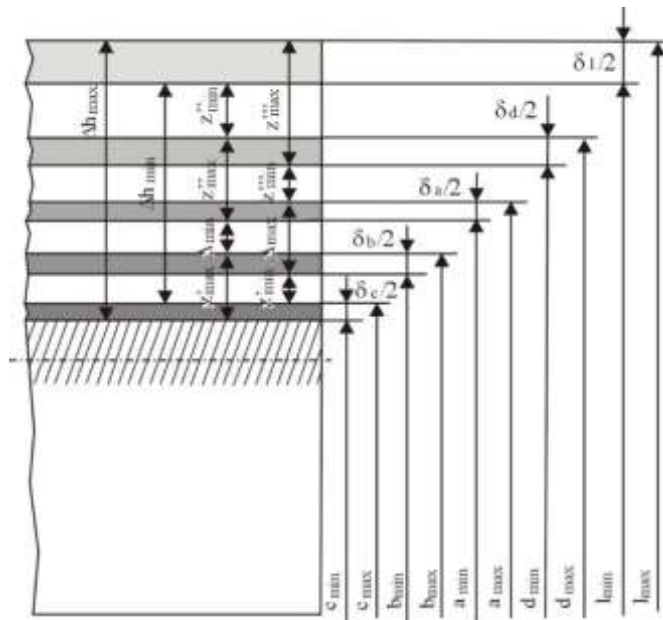
Зазвичай за розрахункову величину припуску застосовують мінімальний припуск, достатній для усунення на виконуваному переході похибок обробки і дефектів поверхневих шарів (висот нерівностей профілю, глибини дефектного шару, сумарного відхилення розташування поверхонь, похибок установки деталі в пристосуванні), сформованих на попередніх переходах або операціях [8].

У більшості випадків розрахунок технологічних припусків і величини нарощеного шару для зміцнення або відновлення деталі виконують розрахунково-аналітичним методом або згідно таблиць. Розрахунок проводять після того, як заздалегідь вибраний метод нанесення покриття і намічений маршрут механічної обробки поверхні з покриттям. Схема розташування загальних і міжопераційних припусків і допусків при зміцненні або відновленні деталей для умов індивідуального виробництва приведена на рис. 1.19.

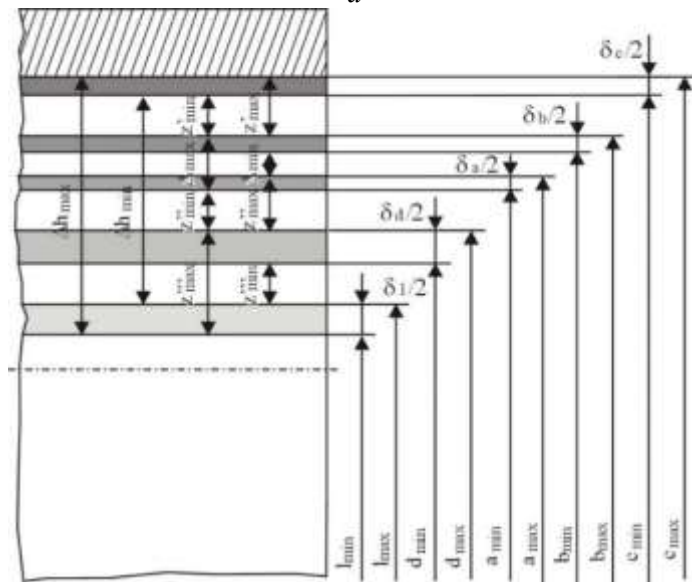
Тут  $a_{\min}$ ,  $a_{\max}$  – задані розміри деталі, мм;  $b_{\min}$ ,  $b_{\max}$  – розміри деталі після її виходу з ладу, мм;  $c_{\min}$ ,  $c_{\max}$  – розміри деталі після попередньої механічної обробки перед відновленням, мм;  $d_{\min}$ ,  $d_{\max}$  – проміжні розміри, отримані після чорнкової механічної обробки, мм;  $l_{\min}$ ,  $l_{\max}$  – початкові розміри зміцненої або відновленої деталі, мм;  $T_a$ ,  $T_b$ ,  $T_c$ ,  $T_d$ ,  $T_l$  – допуски відповідно на розміри  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $l$  мкм;  $\Delta_{\min}$ ,  $\Delta_{\max}$  – величини мінімальної і максимальної зміни розміру деталі при її виході з ладу, мм;  $z'_{\min}$ ,  $z'_{\max}$  – мінімальний і максимальний припуски, що видаляються при попередній механічній обробці деталі перед зміцненням або відновленням, мм;  $z''_{\min}$ ,  $z''_{\max}$  – мінімальний і максимальний припуски, що видаляються при чистовій механічній обробці зміцненої або відновленої деталі, мм;  $z'''_{\min}$ ,  $z'''_{\max}$  – мінімальний і максимальний припуски, що видаляються при чорнвовій механічній обробці зміцненої або відновленої деталі, мм;  $\Delta h_{\min}$ ,  $\Delta h_{\max}$  – мінімальна і максимальна товщина шар покриття, мм.

Розрахунок припусків, граничних розмірів по технологічних переходах і товщини покриття виконується в наступній послідовності:

1. Виходячи із заданих і бракувальних розмірів деталі, визначаються величини мінімальної і максимальної зміни розміру деталі при її виході з ладу



а



б

Рис. 1.19. Схема графічного розташування припусків і допусків при зміцненні або відновленні деталі: а – для валу; б – для отвору

$$\Delta_{\max} = a_{\max} - b_{\max} ; \Delta_{\min} = a_{\min} - b_{\min} \quad (1.11)$$

2. Для кожного технологічного переходу записуються значення  $R_z$ ,  $h$ ,  $\Delta_\Sigma$ ,  $\varepsilon$  і  $T_d$ . Величина допуску на розмір визначається по таблицях залежно від квалітету точності.

Після попередньої механічної обробки перед зміцненням або відновленням визначаються припуски і граничні розміри деталі. Відповідно до рис. 1.18 отримуємо:

для валу

$$z'_{\min} = 2 \left[ (R_{zb} + h_b) + \sqrt{\Delta_{\Sigma b}^2 + \varepsilon_c^2} \right]; \quad (1.12)$$

$$c_{\max} = b_{\max} - 2z'_{\min}; \quad c_{\min} = c_{\max} - T_c.$$

для отвору

$$2z'_{\min} = 2 \left[ (R_{zb} + h_b) + \sqrt{\Delta_{\Sigma b}^2 + \varepsilon_c^2} \right] \quad (1.13)$$

$$c_{\min} = b_{\max} - 2z'_{\min}; \quad c_{\max} = c_{\min} + T_c.$$

Тут і нижче індекси при значеннях  $R_z$ ,  $h$ ,  $\Delta_\Sigma$  і  $\varepsilon$  показують, з урахуванням параметрів якості (шорсткість поверхні, дефектний шар, просторове відхилення і помилка установки) яких поверхонь необхідно визначити значення цих параметрів.

3. Знаючи задані розміри деталі, а також величини  $R_z$ ,  $h$ ,  $\Delta_\Sigma$  і  $T_d$  по технологічних переходах, розраховуються припуски і проміжні розміри деталі при механічній обробці після її зміцнення або відновлення.

4. Визначаються припуски на чистову механічну обробку зміцненої або відновленої деталі і її граничні розміри після чорнової обробки:

для валу

$$2z''_{\min} = 2 \left[ (R_{zd} + h_d) + \sqrt{\Delta_{\Sigma d}^2 + \varepsilon_a^2} \right]; \quad (1.14)$$

$$d_{\min} = a_{\max} + 2z''_{\min}; \quad d_{\max} = d_{\min} + T_d; \quad 2z''_{\max} = 2z''_{\min} + T_a + T_d$$

для отвору

$$2z''_{\min} = 2 \left[ (R_{zd} + h_d) + \sqrt{\Delta_{\Sigma d}^2 + \varepsilon_a^2} \right]; \quad (1.15)$$

$$d_{\max} = a_{\min} + 2z''_{\min}; \quad d_{\min} = d_{\max} + T_d; \quad 2z''_{\max} = 2z''_{\min} + T_a + T_d$$

для валу

$$2z''_{\min} = 2 \left[ (R_{zd} + h_d) + \sqrt{\Delta_{\Sigma d}^2 + \varepsilon_a^2} \right]; \quad (1.16)$$

$$d_{\min} = a_{\max} + 2z''_{\min}; \quad d_{\max} = d_{\min} + T_d; \quad 2z''_{\max} = 2z''_{\min} + T_a + T_d$$

для отвору

$$2z'''_{\min} = 2 \left[ (R_{ze} + h_e) + \sqrt{\Delta_{\Sigma e}^2 + \varepsilon_d^2} \right]; \quad (1.17)$$

$$l_{\max} = d_{\min} + 2z_{\min}'' ; l_{\min} = d_{\max} - T_e .$$

5. Визначаються припуски на чорнову механічну обробку зміцненої або відновленої деталі і її граничні розміри:

для валу

$$2z_{\min}''' = 2 \left[ (R_{ze} + h_e) + \sqrt{\Delta_{\Sigma e}^2 + \varepsilon_d^2} \right] ; \quad (1.18)$$

$$l_{\min} = d_{\max} + 2z_{\min}''' ; l_{\max} = l_{\min} + T_e ; 2z_{\max}''' = 2z_{\min}''' + T_d + T_e$$

для отвору

$$2z_{\min}''' = 2 \left[ (R_{ze} + h_e) + \sqrt{\Delta_{\Sigma e}^2 + \varepsilon_d^2} \right] ; \quad (1.19)$$

$$l_{\max} = d_{\min} + 2z_{\min}''' ; l_{\min} = l_{\max} - T_e ; 2z_{\max}''' = 2z_{\min}''' + T_d + T_e$$

6. Визначається товщина шару покриття при зміцненні або відновленні деталі:

для валу

$$2\Delta h_{\min} = l_{\min} - c_{\max} ; 2\Delta h_{\max} = l_{\max} - c_{\min} \quad (1.20)$$

для отвору

$$2\Delta h_{\min} = l_{\max} - c_{\min} ; 2\Delta h_{\max} = l_{\min} - c_{\max} \quad (1.21)$$

7. Перевіряється коректність розрахунків припусків на кожному переході і товщині покриття

$$\begin{aligned} 2z_{\max}' - 2z_{\min}' &= T_b + T_c ; & 2z_{\max}''' - 2z_{\min}' &= T_d + T_e ; \\ 2z_{\max}' - 2z_{\min}' &= T_a + T_d ; & 2h_{\max} - 2h_{\min} &= T_e + T_c \end{aligned} \quad (1.22)$$

Вказаний підхід не дозволяє врахувати відхилення і дефекти на глибинах, що перевищують товщину покриття. Як висновок, треба відмітити, що призначення припусків на обробку поверхонь з покриттями трудомісткий процес і потрібний пошук нових підходів для його обґрунтованого вибору.

Вище вже відзначалося, що не увесь шар покриття по товщині має стабільні властивості. Перехідний шар між основним металом і матеріалом покриття відрізняється від матеріалу покриття: хімічним складом, структурою і властивостями. Верхній шар може включати шлаки, залишки присадного матеріалу і різні дефекти. Застосування в таких умовах розрахунково-аналітичного методу визначення товщини покриття не дозволяє врахувати якісних показників покриття. Це може привести до того, що шар покриття, призначений для забезпечення ресурсу роботи, опиняється в зонах зі зниженими механічними властивостями – перехідною або верхньою. У таких умовах працездатність виробу з покриттями знижується.

Щоб забезпечити високі експлуатаційні властивості деталей з покриттями можна користуватися наступною методикою. На пробній заготовці наноситься шар покриття і робиться пошарове його видалення

точінням. Після кожного проходу інструменту вимірюється, наприклад, шорсткість (рис. 1.20) або мікротвердість (рис. 1.21) і будується відповідний графік зміни показника по глибині покриття.

На графіку виділяються три ділянки – верхній (I), середній (II) і перехідний (III). Кращими і стабільними параметрами якості характеризується середня ділянка. Ця ділянка матиме і кращі експлуатаційні показники, зокрема більшою зносостійкістю.

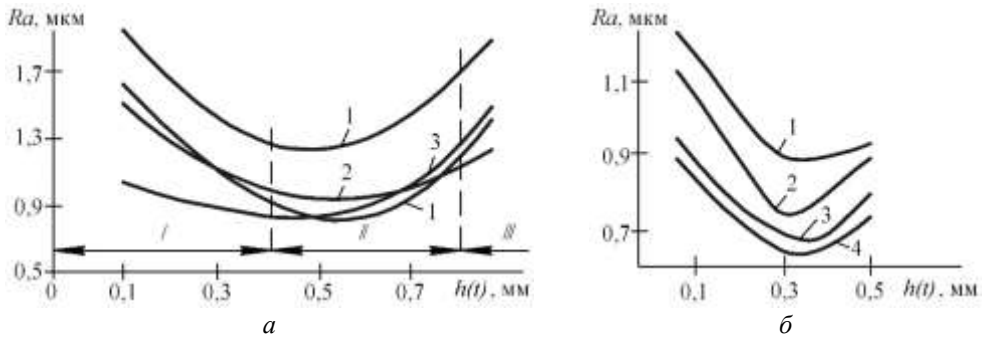


Рис. 1.20. Шорсткість обробленої поверхні по глибині шару  $h$  покриттів (від глибини різання  $t$ ), напилених порошками ПГ-12Н-01(1), ПГ-12Н-02(2), ПГ-АН9 (3), ПГ-10Н-01 (4): а, б – товщина покриття – 1,2 і 0,6 мм відповідно

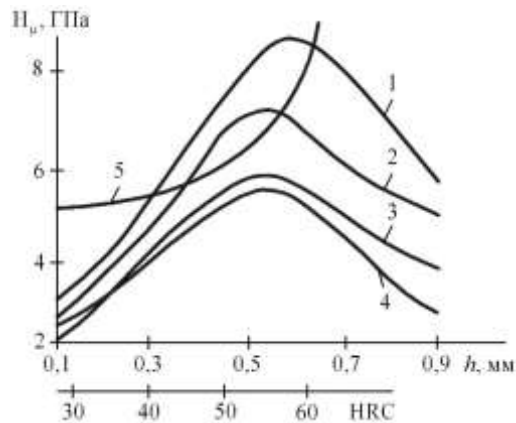


Рис. 1.21. Розподіл мікротвердості по товщині покриттів (1–4) і співвідношення мікротвердості і твердості (5) напилених покриттів з порошків: 1 – ПГ-10Н-01; 2 – ПГ-12Н-01; 3 – ПГ-12Н-02; 4 – ПГ-АН9

Таким чином, бажано, щоб шар покриття, що визначає працездатність виробу, знаходився в середній ділянці (II). В цьому випадку забезпечуватиметься максимальний ресурс роботи виробу.

Визначивши розміри ділянки із стабільними показниками якості, і розмістивши в ньому шар покриття, ресурс роботи деталі, що забезпечує, з урахуванням відомої перехідної ділянки необхідно скоректувати розміри початкової заготовки під покриття. Після цього можна виготовляти деталі з покриттями і припуском під механічну обробку.

Глибина різання є одним з основних параметрів умов різання. У загальному випадку від неї залежать усі вихідні характеристики процесу обробки – сили різання, температура в зоні різання, інтенсивність зносу інструменту, стан обробленої поверхні. Проте, при обробці покриттів зміна глибини різання робить менший вплив на вихідні показники процесу обробки, що пов'язано з двома причинами: – глибина різання невелика із-за крихти загальної товщини покриттів і складає, як правило, 0,5...1,0 мм; – вибір глибини різання підпорядкований необхідності забезпечення заданої експлуатаційної властивості, як головного призначення покриття.

Як показано на рис. 1.21, максимальне значення механічних властивостей, зокрема мікротвердості покриття для випадку обробки покриттів системи Ni-Cr-B-Si, отримано на глибині 0,4...0,6 мм. Розкид значень механічних властивостей для цієї ділянки найменший.

Враховуючи, що захисні покриття зазвичай використовуються для підвищення зносостійкості виробів, у багатьох випадках працюючих у присутності абразивних частинок, більшій мікротвердості покриття відповідає його менший знос. Тому процес механічної обробки повинен вестися так, щоб з поверхні виробу видалявся шар покриття з меншою твердістю (0,2...0,3 мм) і до обробленої поверхні примикали шари покриття з підвищеними механічними властивостями. Таким чином, в даному випадку (покриття ПГ-10Н-01 завтовшки 0,6 мм), припуск на обробку (глибина різання) не повинен перевищувати 0,3 мм.

Для одного і того ж покриття розташування максимуму мікротвердості по глибині шару залежить від товщини покриття, а для різних матеріалів також і від їх твердості. Аналогічно можна встановити величину припуску, що обумовлює отримання заданої шорсткості обробленої поверхні.

Зіставляючи припуски на обробку (глибини різання при обробці за один прохід) різних покриттів (ПГ-АН9, ПГ-10Н-01, ПГ-12Н-01, ПГ-12Н-02 з діапазоном твердості 35...62 HRC) за критеріями найбільшої мікротвердості і найменшої шорсткості обробленої поверхні, можна зробити висновок про те, що їх значення залежать від твердості покриття і його товщини.

Залежність глибини різання від товщини і твердості покриттів при точінні матеріалів системи Ni-Cr-B-Si за один прохід має вигляд:

$$(0,54 - 2,45 \cdot 10^{-3} \text{HRC})h \leq t \leq (0,54 - 2,16 \cdot 10^{-3} \text{HRC})h, \quad (1.23)$$

де  $h$  – товщина покриття, мм.

Аналіз зміни мікротвердості по товщині покриття з аморфно-кристалічною структурою (рис. 1.22) свідчить про те, що залежно від його товщини зміна мікротвердості має кількісно відмінний характер порівняно з покриттями з кристалічною структурою, але, в цілому, простежується загальна якісна

закономірність. Найбільша величина мікротвердості матеріалу спостерігається на глибині 0,4...0,8 мм від основи для покриттів завтовшки 1,2 мм, на глибині 0,4...0,6 мм і 0,6...1,0 мм – для покриттів завтовшки 1,0 і 1,6 мм відповідно. Таким чином, поверхневому шару покриттів і шару покриттів, прилеглому до поверхні розділу з основою, властивий знижений рівень мікротвердості, що пов'язано з впливом доквілля, специфікою процесу наплення, дефектами на поверхні розділу з основою і іншими чинниками.

У разі нанесення покриття із аморфно-кристалічною структурою, разом з величиною мікротвердості важливим чинником є співвідношення змісту аморфної і кристалічної складових, що обумовлює експлуатаційні властивості напелених деталей. Шари покриття, залежно від відстані до основи, характеризуються різним змістом аморфної фази (рис. 1.23) – при збільшенні товщини напеленого покриття спостерігається поступове зниження вмісту аморфної складової. Якісну поверхню можна отримати після видалення шару покриття (0,3...0,5)  $h$ , тобто коли інструмент проходить на відстані 0,4...0,8 мм від основи, а процес обробки є найбільш стабільним (рис. 1.24).

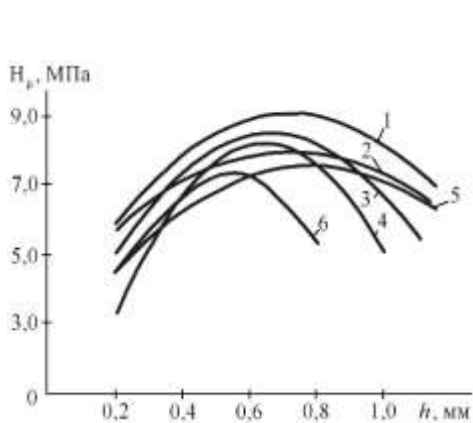


Рис. 1.22. Мікротвердість по товщині покриття: 1 – електродугове, порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; 2 – газополуменеве, порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 3 – електродугове, напленням порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 4 – газополуменеве, напленням порошком  $Fe_{80}B_{20}$ ; 5, 6 – газополуменеве, порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  (товщина 1,0 (5) і 0,6 (6) мм)

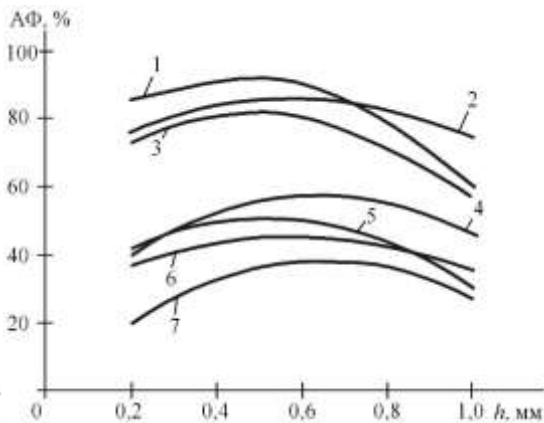


Рис. 1.23. Кількості аморфної фази по товщині покриття: 1 – газополуменеве, порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 2, 3 – газополуменеве, порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  (товщина 1,0 (2) і 0,6(3) мм); 4 – газополуменеве напленням порошком  $Fe_{80}B_{20}$ ; 5 – електродугове, порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ , 6 – газополуменеве, порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; 7 – електродугове, порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$

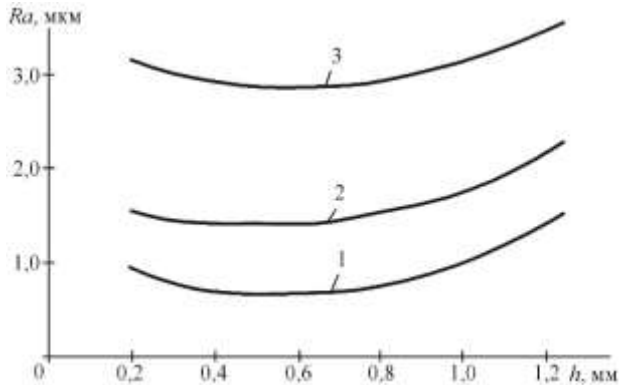


Рис. 1.24. Шорсткість обробленої поверхні ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм,  $h_3 = 0,1$  мм) залежно від рівня її розташування по товщині покриття: 1 – газополуменеве, порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; 2 – електродугове, порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 3 – газополуменеве, порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$

Таким чином, залежно від товщини покриття  $h$  найбільш високими і стабільними властивостями характеризується ділянка покриття на відстані  $h = 0,4 \dots 0,8$  мм від основи. Величину припуску  $h_{пр}$  при точінні покриття слід призначати із співвідношення

$$h_{пр} = h - h'. \quad (1.24)$$

У зв'язку з тим, що поверхня покриттям характеризується нестабільним станом (рис. 1.25), обробку деталей з покриттям необхідно проводити за декілька проходів. При цьому з величиною припуску буде пов'язана і величина глибини різання на чорновому і чистовому проходах, хоча із-за невеликої товщини покриттів вона також має невелику величину [9].

У загальному вигляді при обробці покриттів глибина різання складається з двох складових – змінної (в межах нерівного шару покриття)  $t_{прм}$  і постійною (нижче нерівного шару покриття)  $t_{пст}$ . Середня величина  $t_{прм}$  може бути визначена за допомогою кривої відносної опорної поверхні покриття (рис. 1.26)

$$p = kt_p^u e^{nt_p}, \quad (1.25)$$

де  $p$  – рівень перерізу поверхні від вершини найбільшої нерівності площиною паралельною середньої площини;  $t_p$  – величина відносної опорної поверхні на рівні  $p$ ;  $k, u, n$  - коефіцієнти.

Середня величина змінної глибини різання

$$t_{прм} = \frac{mF}{L}, \quad (1.26)$$

де  $L$  – база, на якій досліджується профіль покриття;  $F$  – площа під кривою відносної опорної поверхні;  $m$  – масштаб досліджування.

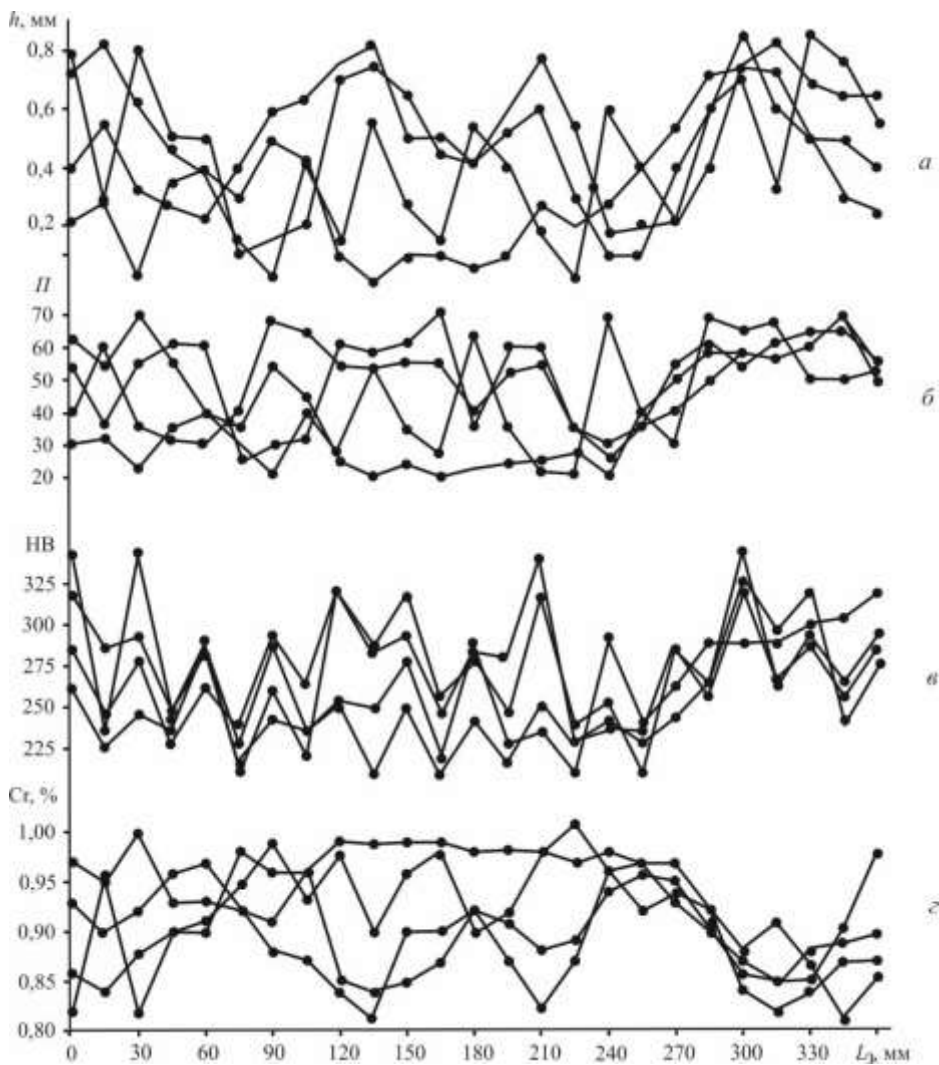


Рис. 1.25 – Зміна параметрів стану поверхні наплавленого покриття (наплавочний дріт Нп-30ХГСА, флюс АН-348): а – макронерівності; б – мікропористість; в – мікротвердість; г – вміст хрому

Обмеживши ряд першими двома членами, отримаємо

$$F = e^{nt_p} \left[ \frac{t_p^u}{n} - \frac{ut_p^{u-1}}{n^2} \right]. \quad (1.27)$$

Фактична продуктивність процесу обробки покриттів не визначається добутком режимів різання  $v \cdot S \cdot t$ , заданими на верстаті, оскільки змінна складова

глибини різання  $t_{\text{прм}}$  повинна враховуватися або через розподіл матеріалу в шарі, що видаляється, або через її середню величину.

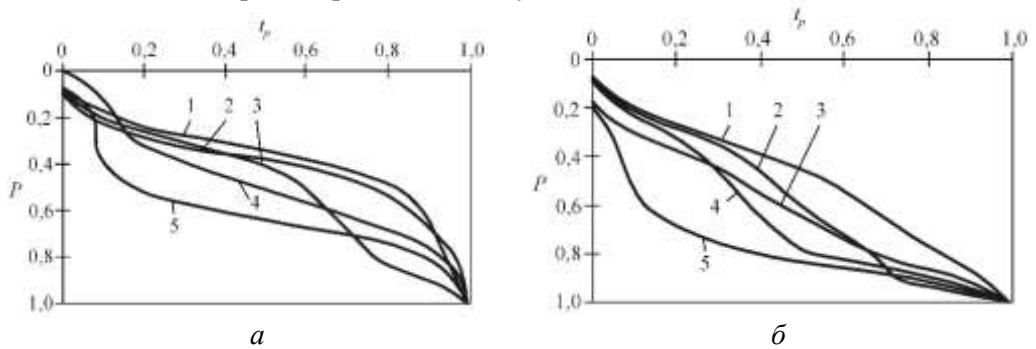


Рис. 1.26. Опорні криві профілю осьового (а) і радіального (б) перерізу поверхні покриттів, отриманих: а – ручним газополуменевим напиленням з оплавленням порошком ПГ-10Н-01 (короткий зразок) (1), автоматичним плазмовим напиленням з оплавленням порошковою сумішшю ПС-12НВК-01 (2), ручним газополуменевим напиленням з оплавленням порошком ПГ-10Н-01 (довгий зразок) (3), автоматичним ширококутовим плазмовим наплавленням порошком ПГ-СР4 (4), електродуговим наплавленням під шаром флюсу порошковим дротом ПП-Нп-25Х5ФМС (5); б – автоматичним ширококутовим плазмовим наплавленням порошком ПГ-СР4 (1), ручним газополуменевим напиленням з оплавленням порошком ПГ-10Н-01 (короткий зразок) (2), автоматичним плазмовим напиленням з оплавленням порошковою сумішшю ПС-12НВК-01 (3), ручним газополуменевим напиленням з оплавленням порошком ПГ-10Н-01 (довгий зразок) (4), електродуговим наплавленням під шаром флюсу порошковим дротом ПП-Нп-25Х5ФМС (5)

З використанням методу Херста [5], приймаючи як функцію довжини зразка, і коефіцієнт, залежний від виду розподілу випадкової величини,  $\sim \pi/2$ , забезпечуючи масштабну інваріантність, змінна частина глибини різання при обробці покриттів може бути визначена через фрактальну розмірність їх профілю

$$t = \text{const} \frac{\delta_t^{3-D_n}}{LR^2}, \quad (1.28)$$

де  $\delta_t$  – характерний розмір осередку;  $D_n$  – фрактальна розмірність профілю поверхні;  $L$  – довжина оброблюваного зразка;  $R$  – характерний розмір зразка (для циліндричного зразка це його радіус нижче нерівного шару покриття).

Максимальна величина змінної складової глибини різання визначається залежністю

$$t_{\text{прм. max}} = \sigma(\alpha L)^{2-D}, \quad (1.29)$$

де  $\sigma$  – квадратичне відхилення висоти нерівностей профілю поверхні покриття;  $\alpha$  – коефіцієнт, залежний від виду розподілу випадкової величини.

Вибір подачі пов'язаний з конкретною операцією обробки. При чорновому точінні величина подачі вибирається з умови максимальної продуктивності обробки. Стосовно процесу обробки покриттів обмеження подачі пов'язане з міцністю матеріалу інструменту, а також з міцністю зчеплення покриття з основою. Обробка напилених покриттів інструментом з ПНТМ, найбільш ефективними в цьому випадку, здійснюється при подачі  $S < 0,2$  мм/об.

Розширити технологічні можливості процесу механічного оброблення покриттів можна за рахунок використання інструменту з ПНТМ з циліндричною передньою поверхнею. В цьому випадку для досягнення однакової шорсткості з поверхнею, обробленою звичайними різцями, подачу можна збільшити в 1,4...1,9 разу. Наприклад, при точінні покриття, напиленого порошковою сумішшю ПС-12НВК-01, з подачею  $S = 0,2$  мм/об, забезпечується шорсткість поверхні звичайним різцем  $Ra\ 0,6$  мкм, різцем з циліндричною передньою поверхнею –  $Ra\ 0,35$  мкм.

При обробці деталей з напиленими покриттями можуть висуватися вимоги до напряму обробки, що пов'язано з більшою вірогідністю сколу покриття при русі інструменту до краю деталі.

Існують різні способи визначення оптимальної швидкості різання різних матеріалів. Способи, запропоновані для випадків обробки різанням традиційних конструкційних матеріалів, можуть бути використані і для обробки порошкових покриттів. Проте покриття мають специфічні властивості, які при цьому не враховуються. Зокрема, на величину оптимальної швидкості різання впливають гетерогенність структури покриття, його пористість і так далі.

Процеси різання характеризуються комплексною дією силового і температурного чинників на стан матеріалу обробленої поверхні і одним з наслідків цієї дії є зміна відкритої пористості поверхні деталей з покриттями, зокрема, порошковими. В результаті дії сил з боку задньої поверхні інструменту при відносно невисокій швидкості різання (0,25...0,33 м/с) і температурних дій на оброблюваний матеріал при підвищених швидкостях різання (1,0...3,0 м/с) відбувається зміна величини відкритої пористості відносно його номінального початкового значення (рис. 1.27).

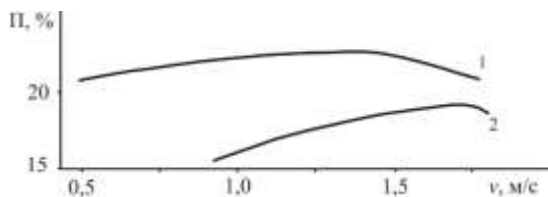


Рис. 1.27. Вплив швидкості різання на пористість обробленої поверхні покриттів, отриманих газополуменевим напиленням порошоків ПГ-10Н-01 (1) і ПГ-12Н-01 (2)

Характер зміни пористості зі збільшенням швидкості різання пояснюється наступними причинами. Підвищення швидкості різання, викликаючи зменшення сил різання, веде до зменшення пластичної деформації в зоні обробки. При цьому пористість зменшується менш інтенсивно і із зростанням швидкості різання величина її зміни знижується.

В той же час процес зміни степені пластичної деформації, внаслідок чого зменшується пористість, є досить складним комплексним явищем, визначуваним не лише силовими чинниками, але і тепловими. Нагріваючи до температур, що наближаються до температур плавлення, і низька теплопровідність сприяють розміцненню поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі, тому, після досягнення певного значення швидкості різання, а, отже, і температури, в зоні різання починається розміцнення поверхневого шару покриття з одночасним закриттям пор внаслідок розм'якшення і бокової течії поверхневих шарів матеріалу. Збільшення температури в зоні різання із зростанням швидкості різання викликає подальше підвищення пластичних властивостей покриття і сприяє інтенсивнішому зниженню величини пористості.

Таким чином, зміна пористості визначається взаємним проявом дії силового і теплового чинників процесу різання, інтенсивність якого при температурі, відповідній певній швидкості різання, приводить до зменшення поверхневої пористості покриття після обробки відносно її початкової величини. Варіюванням швидкості різання можна досягти мінімальної зміни пористості від початкової. Швидкість, що відповідає мінімальній зміні пористості, є оптимальною швидкістю різання при вибраному критерії оптимальності – поверхневій пористості покриття після обробки.

Приведені міркування підтверджуються тим, що при обробці з оптимальною швидкістю різання формується поверхневий шар виробу, що характеризується мінімальним ступенем деформації. Для досліджених випадків при обробці газополуменевого порошкового покриття ПГ-10Н-01 різцем з ПНТМ киборит оптимальна швидкість різання складає 1,3 м/с, при обробці покриття ПГ-12Н-01 оптимальна швидкість різання – 1,7 м/с.

При виборі геометричних параметрів інструменту для точіння покриттів доцільно керуватися наступними міркуваннями.

Різальний елемент повинен мати негативний передній кут, що дозволяє підвищити його міцність (негативний передній кут може виконуватися тільки на фасці шириною 0,2...0,4 мм, а на іншій частині передньої поверхні різця передній кут може бути нульовим); радіус при вершині різця слід приймати досить великим (0,3...1,0 мм) або необхідно виконувати перехідну кромку 0,2...0,4 мм з  $\phi_0 = 0^\circ$ ; головний кут в плані різця має бути ( $> 30...35$ , оскільки малі кути в плані обумовлюють наявність значної радіальної сили різання, що, разом з великою шириною різальної кромки, сприяє появі вібрацій і зниженню точності обробки при недостатній жорсткості технологічної системи.

Враховуючи високу вартість матеріалів покриттів, відносно невелику (особливо для умов обробки по кірці) товщину покриття, істотний інтерес представляє спроба теоретичного визначення геометричних параметрів інструменту. Якнайповніше такий підхід розроблений в роботі [10].

Якщо прийняти, що знос інструменту при точінні покриттів відбувається тільки по задній поверхні, а коефіцієнт тертя матеріалу інструменту по наплавлених і напилених матеріалах приблизно такий же, як і по сталям, для визначення оптимального заднього кута можна скористатися виразом

$$\sin \alpha = \frac{\text{const}}{a_{\max}^k}, \quad (1.30)$$

де  $a_{\max}$  – найбільша товщина зрізу;  $k$  – показник степені, залежний від типу інструменту і оброблюваного матеріалу.

Враховуючи, що максимальна товщина зрізу при точінні пов'язана з величиною подачі, отримуємо

$$\sin \alpha = \frac{\text{const}}{S^k \sin^k \varphi_i}, \quad (1.31)$$

де  $\varphi_i$  – головний кут в плані в точці різальної кромки, яка відповідає  $a_{\max}$ .

Значення переднього кута інструменту можна визначити за величиною межі міцності на розтяг  $R_m$  оброблюваного матеріалу

$$-\gamma = 0,22 \cdot 10^{-11} R_m^{5,7}. \quad (1.32)$$

Припускаючи, що для наплавлених покриттів справедлива залежність

$$R_m = 0,38 \text{HB}, \quad (1.33)$$

для визначення переднього кута пропонується вираз

$$-\gamma = 0,89 \cdot 10^{-11} \text{HB}^{5,7}. \quad (1.34)$$

Розрахована по цій залежності величина переднього кута різця для випадку обробки плазмового наплавленого покриття порошком ПГ-СР4 складає – (9...18)°. Розкид значень кута визначається зміною твердості покриття.

Враховуючи, що обробка напилених покриттів має загальні риси з точінням чавуну, для вибору орієнтовного значення переднього кута пропонується залежність

$$-\gamma = 0,066 \text{HB} - 17,2. \quad (1.35)$$

Відповідно до цього, для покриттів, отриманих газополуменим напиленням порошками ПГ-СР3 –  $\gamma = -(11...16)^\circ$ ; ПГ-СР4 –  $\gamma = -(19...25)^\circ$ ; ПГ-10Н-01 –  $\gamma = -(18...25)^\circ$ .

Як видно, зі збільшенням твердості покриття негативне значення переднього кута інструменту зростає, що підтверджується практикою.

У зв'язку з тим, що матеріал покриттів зазвичай крихкий і містить деяку кількість слабо закріплених частинок, наявність великого негативного

переднього кута призводить до того, що деформація оброблюваного матеріалу перед інструментом поширюється на значну відстань, викликаючи утворення мікротріщин між частинками і полегшуючи процес різання. Наприклад, для обробки покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, оптимальним є передній кут  $\gamma = -20^\circ$ , тоді як для обробки сталей твердістю 62 HRC –  $\gamma = -(6...12)^\circ$ .

Залежність властивостей міцності матеріалу від його пористості в першому наближенні описується виразом

$$\chi = \chi_0(1 - AP)^n, \quad (1.36)$$

де  $\chi$  і  $\chi_0$  – величина механічної характеристики для матеріалу з порами і без пор відповідно;  $A$ ,  $n$  – коефіцієнти, залежні від форми пор;  $P$  – пористість.

Таким чином:

для наплавлених покриттів

$$-\gamma = 0,89 \cdot 10^{-14} \left[ (1 - AP)^n \cdot HB_0 \right]^{5,7} \quad (1.37)$$

для напилених покриттів

$$-\gamma = 0,066(1 - AP)^n \cdot HB_0 - 17,2, \quad (1.38)$$

де  $HB_0$  – твердість матеріалу покриття без пор.

Приведені вище залежності, дають дещо завищені значення геометричних параметрів інструменту і, в першому наближенні, можуть розглядатися як максимальні.

Зміцнення різальної кромки інструменту може робитися шляхом створення фаски на передній поверхні шириною  $(1,5...2,0) \cdot S$ , при цьому на фасці виконується негативний передній кут  $\gamma_f = \gamma - \gamma_d$ , де  $\gamma_d$  – передній кут, виконаний на державці.

Аналізуючи експериментальні дані досліджень геометричних параметрів інструменту при обробці покриттів, можна зробити висновок, що застосування інструменту з негативним значенням переднього кута  $-(5...10)^\circ$  веде до зниження стійкості інструменту, збільшення сколів і викришувань із-за послаблення різального клину, що особливо помітно при обробці по кінці. Збільшення ж негативного значення кута до величини до  $-(20...25)^\circ$  погіршує стружкоутворення, збільшує вібрації і навантаження на інструмент, що обумовлює зменшення його працездатності.

Зміна величини заднього кута в межах  $5...12^\circ$  відносно слабо впливає на стійкість різців, лише його зниження до  $2...4^\circ$  призводить до затирання зі сторони задньої поверхні, зростання площі контакту по задній поверхні, підвищенню температури, що негативно позначається на працездатності інструменту. Збільшення заднього кута  $> 12...15^\circ$  послабляє різальний клин інструменту.

Величину допоміжного кута різця в плані залежно від його виду рекомендується вибирати в діапазоні  $5...20^\circ$ .

## 1.6. Вдосконалення технологій механічної обробки деталей із покриттями

Надійність і довговічність покриттів на деталях визначаються кінетикою процесів на атомарному рівні як безпосередньо в покритті, так і на межі розділу і в поверхневому шарі матеріалу основи. Зносостійкість і когезійно-адгезійна міцність покриттів залежить від деформації  $\epsilon$ , швидкості деформації  $\dot{\epsilon}$  і температури на різних етапах формування виробу з урахуванням технологічної спадковості. Послідовне наближення властивостей і геометричної форми деталі з покриттям до об'єкту, що задовольняє вимогам службового призначення, характеризується загальним фактичним технологічним уточненням

$$\Omega_{\phi} = \frac{\omega_3}{\omega_d}, \quad (1.39)$$

де  $\omega_3$  – характеристика заготовки після нанесення покриття;  $\omega_d$  – характеристика деталі з покриттям після механічної обробки.

Відповідно [11], передатна функція технологічної системи є величиною,

$$\text{звотною до } \Omega_{\phi} - \zeta = \frac{1}{\Omega_{\phi}}$$

Партія оброблюваних деталей отримує уточнення за даною характеристикою на етапах формування покриття, механічної обробки і випробувань

$$\Omega_{\phi} = \Omega_1 \cdot \Omega_2 \cdot \Omega_3 = \prod_{i=1}^3 \Omega_i \quad (1.40)$$

Для отримання придатних деталей, що відповідають вимогам службового призначення за даною характеристикою якості, необхідно визначити величину допуску на цю характеристику

$$\delta_d \geq \frac{\omega_3}{\Omega_{\Pi}} = \frac{\omega_3}{\prod_{i=1}^3 \Omega_i} = \omega_3 \zeta = \omega_3 \cdot \prod_{i=1}^3 \zeta_i. \quad (1.41)$$

Оскільки службове призначення деталей визначається рядом характеристик якості, то система повинна забезпечувати відповідність готової деталі за усіма показниками. У зв'язку з тим, що така єдина система відсутня і необхідно робити послідовне технологічне наближення деталі за окремими характеристиками, пропускаючи деталі через різні технологічні системи для отримання характеристик якості (жорсткість, мікротвердість, величина і характер залишкових напружень, точність, когезійно-адгезійна міцність і тому подібне). На кожному етапі технологічного уточнення при зміні характеристик якості змінюється деформаційний параметр покриття. На етапі формування покриття це усадка, на етапі механічної обробки – пружна і пружнопластична деформація під впливом термосилових умов різання, на етапі випробувань і експлуатації – пружнопластична деформація під впливом умов контактного навантаження,

наприклад, контртілом в парі тертя. Найбільш вагомі деформаційні зміни в покритті відбуваються на етапі механічної обробки – етапі найбільшого термобаричного навантаження. Понизити його рівень і мінімізувати деформаційні явища можна шляхом зміни організації процесу різання і енергоємності руйнування покриття. Нова організація процесу різання повинна враховувати структурні особливості покриттів, наявність технологічно успадкованих чинників і експлуатаційні властивості зміцнених або відновлених деталей.

Так, механічна обробка покриттів може удосконалюватися шляхом реалізації процесу різання з додатковим ступенем руху інструменту за рахунок зміни його кінематики, зокрема використанням різальних інструментів ротаційного типу і накладенням примусових коливань на різальний інструмент, шляхом введення в зону різання додаткових видів енергії, зокрема теплової в процесах обробки з попереднім нагрівом зрізаного шару і акустичною в процесах вібраційного різання з високочастотними коливаннями інструменту. Ці гібридні технології характеризуються цілим рядом специфічних закономірностей, а режими їх реалізації повинні враховувати особливості структури і властивостей наплавлених або напилених покриттів. Вони розширюють технологічні можливості по механічній обробці деталей з покриттями як в частині підвищення продуктивності процесу і працездатності різальних інструментів, так і в забезпеченні заданого стану поверхневого шару деталей, оптимальним чином експлуатаційного вантаження, що відповідає умовам.

## РОЗДІЛ 2

### ЕЛЕМЕНТИ МЕХАНІКИ РІЗАННЯ ПОКРИТТІВ

Процес різання наплавлених і напилених матеріалів має низку істотних особливостей, що визначаються властивостями і структурою покриттів.

При обробці крихких покриттів з малими швидкостями стабільність процесу різання порушується внаслідок утворення випереджаючої тріщини у матеріалі, що призводить до формування елементної стружки. Інтенсифікація процесу зі збільшенням швидкості різання супроводжується формуванням стружки надлому (сколювання). Порушення термодинамічної рівноваги при різанні в результаті самоорганізації процесу тертя призводить до того, що термодформаційне зміцнення пластичного оброблюваного матеріалу обумовлює появу застійних дисипативних структур у вигляді наростів на передній поверхні різального інструменту.

Подальше збільшення швидкості різання не залишає можливостей загальмованим об'ємам оброблюваного металу закріпитися біля різальної кромки інструменту і після перехідного пульсуючого режиму контактної взаємодії забезпечує стабільне формування зливної стружки.

При високих швидкостях різання пластичних покриттів температурне знеміцнення металу у вузькій локальованій зоні найбільш інтенсивних деформацій призводить до втрати стійкості зони стружкоутворення і, як наслідок, до локальованих термопластичних зсувів – в умовах адіабатичного зсуву формується ступінчаста (циклічна) стружка.

Вказане у процесі різання покриттів має температурно-деформаційну природу і супроводжується зміною значень складових сили  $P_z, P_y, P_x$ .

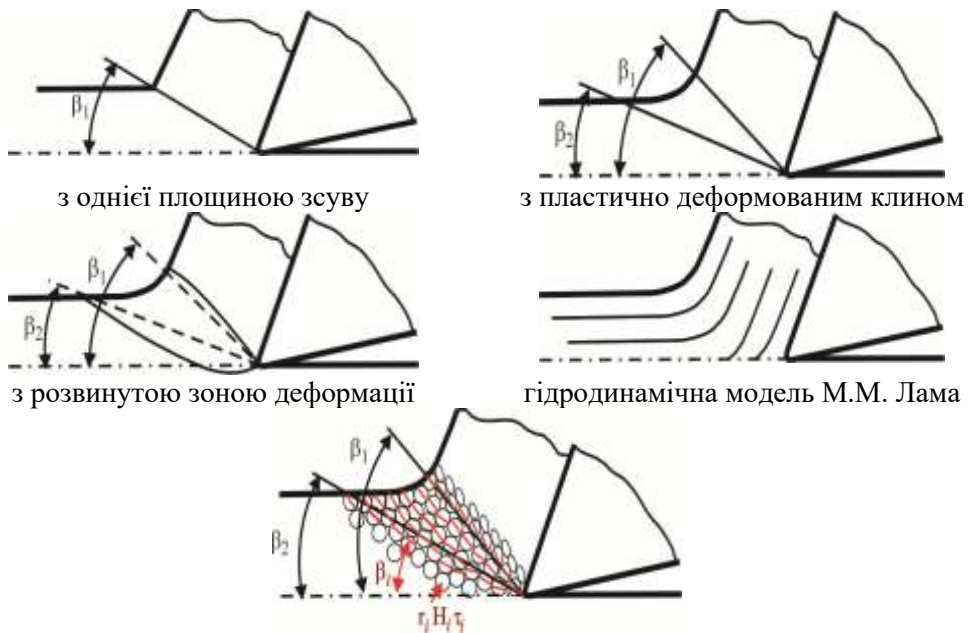
#### 2.1. Фрактальна модель стружкоутворення під час різання покриттів

На теперішній час існують загальні уявлення з основ процесу різання, найбільш важливими з яких є поняття щодо механізму утворення стружки (рис. 2.1).

Існують теорії з однією площиною зсуву в зоні стружкоутворення, з віялоподібною зоною зсуву, із зоною формування стружки за рахунок пластичної течії оброблюваного матеріалу та ін. Водночас, за всього різноманіття уявлень про стружкоутворення, оброблюваний матеріал здебільшого розглядають як однорідну систему без урахування наявності в ній зернистої структури. Структурний стан оброблюваного матеріалу проявляється через значення фізико-механічних властивостей його складових, розміру і конфігурації їх границь, впливаючи на механіку і теплофізику стружкоутворення та контактної взаємодії на робочих поверхнях інструменту. При цьому потрібно розуміти, що використовуються усереднені довідкові величини і для ряду фізико-механічних

властивостей їхні значення залежні від масштабу оцінки. Особливо складно це враховувати для випадку обробки різанням матеріалу з гетерогенною структурою.

Модель стружкоутворення з урахуванням структурного стану оброблюваного матеріалу на початковому етапі базується на уявленнях щодо особливостей перебігу деформації «стиснення-зсуву» у окремих зернах структури матеріалу (які мають відмінний від інших профіль, стан границь і фізико-механічні властивості) в зоні стружкоутворення, як це має місце в моделі з однією площиною зсуву (з урахуванням того, що для кожного зерна має місце різне значення куту зсуву, що пов'язано з різними фізико-механічними властивостями зерен), та після серії послідовних актів деформування зерен у структурі матеріалу в напрямку від вершини інструменту до вільної поверхні оброблюваного виробу вона приймає вигляд, наближений до випадку стружкоутворення з розвинутою зоною деформації. Тобто, має місце лавиноподібний ланцюговий процес деформування сукупності зерен матеріалу [12]. Звичайно, це завдання для комп'ютерного моделювання.



з урахуванням структурного стану та сукупності механічних властивостей шару матеріалу, що зрізаєть

*Рис. 2.1. Моделі стружкоутворення*

Як відомо, наплавлені та напилені покриття зазвичай є досить крихкими матеріалами, тому при їх різанні може формуватися також стружка сколювання. Під час формування такої стружки, руйнування оброблюваного матеріалу має місто у

зоні стружкоутворення між кутами  $\beta_1$ - $\beta_2$ , але з врахування сукупності елементарних актів руйнування по окремих зернах структури покриття.

При такому розгляді однорідність оброблюваного матеріалу проявляється у процесі обробки різанням вже на стадії стружкоутворення в параметрах механіки і теплофізики процесу. На контактних ділянках інструменту структурний стан пари «матеріали інструменту і стружка», «матеріали інструменту і виробу» зумовлює механіку та теплофізику контактної взаємодії, механізм зношування інструменту, якість поверхні та стан поверхневого шару обробленого виробу.

## 2.2. Загальні уявлення про сили різання при обробці покриттів

Розглянемо загальні уявлення щодо сили різання при обробці покриттів з врахуванням традиційного підходу та у випадку врахування герегореної структури оброблюваного матеріалу.

При чорновій обробці наплавлених і напилених деталей характер стружкоутворення при обробці різанням багато в чому залежить від макронерівностей на їх поверхні. Сукупність макронерівностей на поверхні покриття, їх розмір і розподіл у них матеріалу, крок і величина впадин між наплавленими валиками обумовлюють крім глибини різання величину поздовжньої подачі інструменту.

Розглянемо випадок, коли прийнята глибина різання дозволяє видаляти весь припуск за один прохід, а величина подачі значно менша кроку між впадинами наплавлених валиків. У таких умовах різець перетинає міжваликовий шов за декілька обертів деталі, а довжина зміни профілю між наплавленими валиками  $L_1$ , крок між впадинами валиків і величина поздовжньої подачі різця пов'язані співвідношенням

$$L_1 = \frac{8\pi RS}{(S_b - S)\sin \omega_1}, \quad (2.1)$$

де  $R$  – радіус напавленої деталі, мм;  $S_b$  – крок між впадинами наплавлених валиків, мм;  $S$  – поздовжня подача різця, мм/об;  $\omega_1$  – кут, утворений гвинтовою траєкторією інструмента, град.

Враховуючи відмічене вище, можна зробити висновок, що при чорновій обробці наплавленого матеріалу у момент перерізання шва між валиками відбувається руйнування стружки і, пов'язана з ним, різка зміна сил різання, що обумовлює утворення хвилястості і відхилення форми обробленої поверхні. Чим складніша на напавленій поверхні система макронерівностей, тим більш неправильної форми утворюватимуться елементи стружки.

Хімічна і структурна неоднорідності напавленого або напиленого матеріалу також призводять до утворення ділянок стружки складної форми, що впливає на довжину контакту з передньою поверхнею інструменту і сприяє інтенсифікації його зношування.

Змінні залишкові напруження у поверхневому шарі покриття від процесу наплавлення або напилення сприяє нестабільному завиванню стружки і різній степені її деформації.

При чистовій обробці, коли зрізуються тонкі шари матеріалу покриття, на умови стружкоутворення впливає наявність внутрішніх дефектів у наплавленому або напиленому шарі, його хімічна неоднорідність, що призводять до різних умов деформації матеріалу в зоні зсуву, а також на зміну умов формування випереджувальної тріщини при обробці крихких матеріалів покриттів.

Неоднорідність деталі з покриттям відбивається на процесах тертя стружки об передню поверхню інструменту, поверхні різання та обробленої поверхні об задні поверхні інструменту. Сила тертя  $F_{тр}$  на контактних ділянках інструменту з покриттям включає силу, необхідну для зрізу контактних адгезійних мікроділянок  $F_{ад}$ , силу зрізу твердих мікрочастинок  $F_{ц}$ , силу виламування окремих твердих мікрочастинок  $F_{вил}$ , силу на пружну та пластичну деформації стружки  $F_{пр}$  і  $F_{пл}$  при контактуванні з твердими мікрочастинами під дією нормального навантаження:

$$F_{тр} = F_{ад} + F_{з} + F_{вил} + F_{пр} + F_{пл}, \quad (2.2)$$

Залежно від впливу різних складових неоднорідності матеріалу покриття в зоні контакту домінують ті або інші складові сили тертя.

При різанні крихких матеріалів, якими у багатьох випадках є покриття, сила зсуву і сила тертя визначаються дійсною міцністю цих матеріалів при температурах різання, яка, у свою чергу, залежить від неоднорідності матеріалу.

Через різного роду неоднорідності при обробці наплавлених і напилених матеріалів виникають змінні та ударні навантаження на інструмент, що вимагає застосування від'ємного переднього кута, внаслідок чого процес різання протікає з відносно малими і змінними величинами кута зсуву  $\beta_1$ .

Зміна глибини різання, викликана макронерівностями поверхні покриття, і неоднорідність матеріалу покриття за твердістю і хімічним складом обумовлюють непостійність дотичних напружень у площині зсуву.

Врахувати вплив характеристик неоднорідності матеріалу покриття можна введенням коефіцієнтів на окремі її складові. Представимо коефіцієнт неоднорідності покриття  $K_n$ , як суму часткових коефіцієнтів:

$$K_n = K_m + K_t + K_x + K_d, \quad (2.3)$$

де  $K_m$ ,  $K_t$ ,  $K_x$ ,  $K_d$  – коефіцієнти, залежні від величини макронерівностей на поверхні покриття, нестабільності фізико-механічних властивостей, зокрема, твердості, хімічної неоднорідності, мікроефектності наплавленого або напиленого матеріалу, зокрема, наявності мікропор і мікротріщин відповідно.

При чорновій обробці покриттів найбільш впливають на показники процесу різання макронерівності поверхневого шару.

При чистовій обробці більший вплив мають хімічна неоднорідність наплавленого або напиленого матеріалу покриття, яка проявляє себе при збільшенні відстані від поверхневого шару до зони з'єднання покриття з

осноюю, і мікродфекти структури покриття, кількість яких мінімізується в центральній зоні шару покриття.

В загальному вигляді сила зсуву при різанні покриттів визначається згідно залежності:

$$P_{\tau} = \tau_p \frac{ab}{\sin \beta_1}, \quad (2.4)$$

де  $\tau_p$  – дотичні напруження в зоні зсуву;  $a$ ,  $b$  – товщина і ширина зрізу відповідно;  $\beta_1$  – кут зсуву.

При чорновому точінні наплавлених або напилених матеріалів в цій залежності у зв'язку з наявністю макронерівностей на поверхні покриття товщина, ширина зрізу, кут зсуву і дотичні напруження в зоні зсуву є змінними величинами. Тому значення сили зсуву непостійне за величиною.

На рис. 2.2. представлена схема сил, що діють при різанні, побудована у площині, в якій лежить вектор напрямку сходу стружки.

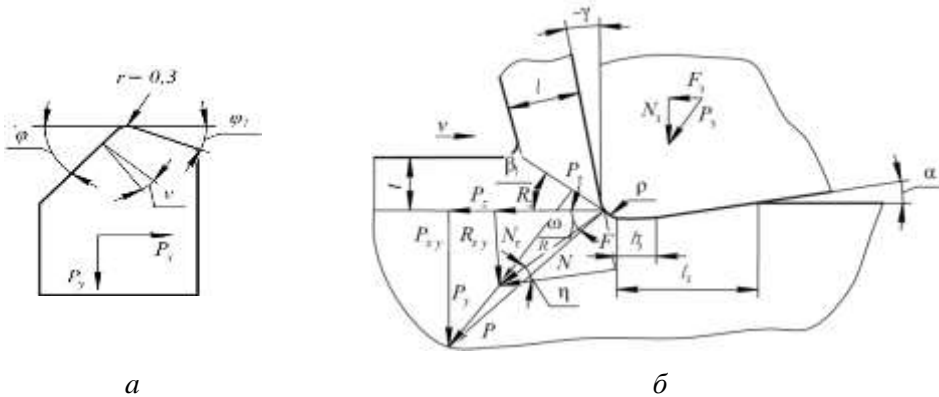


Рис. 2.2. Геометричні параметри різця у плані (а) і схема сил, що діють у процесі точіння (б)

Сила стружкоутворення  $R$  є рівнодієюю дотичній силі  $P$ , що діє в умовній площині зсуву, і сили  $N$ , нормальної до цієї площини. Одночасно  $R$ , якщо виходити з умови рівноваги сил, є рівнодієюю дотичної сили  $F$  і нормальної  $N$ , що діють на передній поверхні різця. Проекція  $R$  на напрям швидкості різання є тангенційною складовою сили стружкоутворення  $R_z$ , а проекція на перпендикулярну цьому напрямку площину – радіальною складовою  $R_{xy}$ . Результуюча сила різання  $P$  складається з  $R$  і сили  $P_3$  на задній поверхні інструменту, яка є результуючою нормальної сили  $N_3$  і сили тертя  $F_3$ . Сума  $R_z$  і  $F_z$  дає тангенціальну складову  $P_z$  сили різання  $P$ , а сума  $R_{xy}$  і  $N_3$  – її горизонтальну складову  $P_{xy}$ . Остання є результуючою сили  $P_y$ , перпендикулярної напрямку подачі, і  $P_x$ , що діє у цьому ж напрямку.

Силу зсуву можна визначити за залежністю:

$$P_{\tau} = R_z \frac{\cos(\omega + \beta_1)}{\cos \omega}, \quad (2.5)$$

де  $R_z$  – сила, що діє на передній поверхні інструменту у напрямі швидкості різання;  $\omega$  – кут, який визначає положення вектору сили стружкоутворення відносно напрямку різання.

Прирівнюючи два вирази, силу  $R_z$  визначають, як:

$$R_z = \tau_p \frac{ab \cos(\eta - \gamma)}{\sin \beta_1 \cos(\eta + \beta_1) - \gamma}, \quad (2.6)$$

де  $\eta$  – кут між напрямками дії рівнодійної та нормальної сил на передній поверхні інструменту  $N_1$ ;  $\gamma$  – передній кут інструменту.

Аналогічно визначається складова сила  $R_{xy}$

$$R_{xy} = \tau_p \frac{ab \sin(\eta - \gamma)}{\sin \beta_1 \cos(\eta + \beta_1) - \gamma}. \quad (2.7)$$

Підставивши у формули (2.6) і (2.7) значення дотичних напружень у площині зсуву залежно від рівня механічних властивостей матеріалу покриття  $M$  і коефіцієнта неоднорідності покриття  $K_n$ , а замість товщини і ширини зрізу їх значення, виражені через подачу  $S$  і глибину різання  $t$ , отримаємо залежності для визначення складових сили різання на передній поверхні інструменту:

$$R_z = f(K_n M) \frac{St \cos(\eta - \gamma)}{\sin \beta_1 \cos(\eta + \beta_1) - \gamma}. \quad (2.8)$$

Замінивши в цій формулі вирази:

$$f(K_n) \frac{\cos(\eta - \gamma)}{\sin \beta_1 \cos(\eta + \beta_1) - \gamma} \text{ на } C_{p'_z}, \quad (2.9)$$

отримаємо вирази для складової сили різання на передній поверхні різця, яка є частиною тангенціальної сили різання  $P_z$ :

$$P_z = C_{p'_z} f(M) S_t. \quad (2.10)$$

У процесі різання виникає також дотична сила  $F_3$ , що діє на задній поверхні інструменту.

Сумарна тангенціальна складова сили різання визначається, як:

$$P_z = P'_z + F_3. \quad (2.11)$$

Сумарна сума від осьової і радіальної складових сил різання  $P_y$  і  $P_x$  визначається залежністю:

$$P_{xy} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2} = R_{xy} + N_3, \quad (2.12)$$

де  $N_3$  – нормальна сила з боку задньої поверхні інструменту.

Сили на задній поверхні інструменту визначаються залежностями:

$$F_3 = K_1 \cdot l_k \cdot h_3, \quad (2.13)$$

$$N_3 = K_2 \cdot l_k \cdot h_3, \quad (2.14)$$

де  $K_1$  і  $K_2$  – питомі сили, що діють на одиницю площі контакту ( $\text{мм}^2$ ) по задній поверхні, що залежать від механічних властивостей оброблюваного матеріалу та коефіцієнта неоднорідності покриття  $K_n$ ;  $l_k$  – довжина різальних кромки інструменту, залежна від форми його вершини;  $h_3$  – ширина фаски зносу на задній поверхні інструменту.

Довжина різальних кромки визначається за залежностями:  
при радіусній формі вершини різця

$$l_1 = \frac{t}{\sin \varphi} + \frac{\sqrt{r}}{3} + h_y, \quad (2.15)$$

для різця із зачистною різальною кромкою:

$$l_1 = l_f + \frac{t}{\sin \varphi} + h_y, \quad (2.16)$$

де  $r$  – радіус при вершині різця, мм;  $l_f$  – довжина зачистного леза, мм;  $h_y$  – довжина контакту допоміжної різальної кромки різця з обробленою поверхнею, пов'язана з пружним відновленням обробленої поверхні.

Таким чином, сили різання при обробці наплавлених або напилених покриттів є змінними і визначаються виразами:

$$P_z = C_{p_z} f(M) S t + K_{p_z} l_k h_3, \quad (2.17)$$

$$R_{xy} = C_{p_{xy}} f(M) S t + K_{p_{xy}} l_k h_3. \quad (2.18)$$

Чистова обробка наплавлених або напилених матеріалів відрізняється від чорнової істотним зниженням впливу їх макронерівностей на сили різання. Наявність внутрішніх мікродефектів, нестабільність властивостей і неоднорідність хімічного складу матеріалу викликає зміну складових сил різання і при чистовій обробці.

Під час оцінки сили різання із врахуванням фрактальні показники цілої низки параметрів матеріалу виробу, що обробляється – насамперед це сукупності механічних властивостей поверхневого шару, процесу оброблення – значення глибини різання та довжин робочих ділянок різальних кромки інструменту, стану інструменту – відхилення величини його зносу від мінімального значення. Зазначене зумовлює появу вібрацій у процесі різання і вимагає використання для обробки матеріалів із гетерогенною структурою обладнання (верстатів, пристосувань, інструментів) із високою жорсткістю

$$P = c_p S \left( t_{\text{пост}} + c_t \frac{\delta_t^{3-D_p}}{L \cdot R^2} \right) \left( \text{HB}_{\min} + c_{\text{HB}} \frac{\delta_{\text{HB}}^{3-D_{\text{HB}}}}{L \cdot \text{HB}_0^2} \right) + c_{p3} \left( l_{\min} + c_l \frac{\delta_l^{3-D_l}}{L \cdot l^2} \right) \left( h_{3\min} + c_{h3} \frac{\delta_{h3}^{3-D_{h3}}}{L \cdot h_3^2} \right), \quad (2.19)$$

де  $t_{\text{пост}}$ ,  $\text{HB}_{\min}$ ,  $l_{\min}$ ,  $h_{3\min}$  – постійна частина глибини різання, мінімальні значення твердості оброблюваного матеріалу, робочої довжини різальної кромки та зносу інструменту по задній поверхні;  $\delta_t$ ,  $\delta_{\text{HB}}$ ,  $\delta_l$ ,  $\delta_{h3}$  – характерний розмір осередку;  $L$ ,  $R$  – довжина оброблюваного зразка та радіус зразка, нижче нерівного шару покриття;  $D_p$ ,  $D_{\text{HB}}$ ,  $D_l$ ,  $D_{h3}$  – фрактальна розмірність профілю поверхні покриття,

совкупности показників твердості, робочої довжини різальної кромки та контуру зношеної ділянки інструменту по задній поверхні.

### 2.3. Силові закономірності точіння покриттів

#### 2.3.1. Механіка контактної взаємодії в зоні різання інструментом, оснащеним ПНТМ

Мала товщина зрізуваного шару і високі швидкості різання при обробці інструментами, оснащеними ПНТМ на основі КНБ, обумовлюють малу площу контакту стружки з інструментом і великі питомі нормальні сили на контактних поверхнях. У таких умовах при оцінці показників контактної взаємодії при обробці наплавлених і напилених покриттів виникають великі складнощі прикладного і теоретичного характеру. Для вирішення цієї проблеми можуть бути використані результати експериментального визначення технологічних складових сил різання. Оцінки виконані на прикладі інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, і покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС (45...48 HRC<sub>c</sub>). Отримані результати порівнювалися з аналогічними для випадку точіння сталі Х12М (57...62 HRC<sub>c</sub>) різцем з ПНТМ композит 10.

Довжину контакту задньої поверхні інструменту з оброблюваним матеріалом  $l_3$ , залежну від радіусу округлення різальної кромки, фаски зносу  $h_3$  і заднього кута  $\alpha$ , розраховували за формулою

$$l_3 = \rho \left[ 2 \sin \left( \frac{90^\circ - \gamma_d}{2} \right) \cdot \sin \left( \frac{90^\circ - \gamma_d}{2} \right) + (1 - \sin \gamma_d) \operatorname{ctg} \alpha \right] + h_3, \quad (2.20)$$

де  $\gamma_d$  – дійсний передній кут. За різними джерелами  $\gamma_d = -(53...55)^\circ$  і  $-(60)^\circ$ . Приймаємо  $\gamma_d = -60^\circ$ .

При цьому

$$l_3 = 1,26\rho + h_3. \quad (2.21)$$

Зі схеми сил, показаної на рис. 2.2, і їх утворення

$$P_3 = R_z + F_3 = R_z + N_3 \mu_3 = R_z + \frac{HB}{3} \left( \frac{t}{\sin \varphi_{cp}} + S \right) l_3 \mu_3, \quad (2.22)$$

де  $\frac{HB}{3} \approx q_{N_3}$  – середнє нормальне напруження на задній поверхні інструменту

(пропорційно твердості HB);  $\varphi_{cp}$  – середній кут у плані, який враховує, що при дузі переходу від головної до допоміжної різальної кромки радіусу  $r$  рівнодійна нормальних сил відхиляється від перпендикуляра до різальної кромки

$$\varphi_{cp} = \operatorname{arctg} \frac{t \cdot \operatorname{tg} \varphi}{t + r \cdot \operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}}. \quad (2.23)$$

Із формули (2.23) виходить, що для визначення сили тертя на задній поверхні необхідно знати коефіцієнт тертя  $\mu_3$ . Тому складову сили стружкоутворення  $P_z$  можна знайти шляхом віднімання з експериментального значення  $P_z$  сили тертя  $F_3$  лише при відомому  $\mu_3$ . Значення  $P_z$  істинне при такій величині  $\mu_3$ , коли  $R_z + F_3 = P_z$ . При цьому розрахункові складові сили різання  $P_{yp}$  і  $P_{xp}$  повинні дорівнювати дослідним або бути близькими до них:

$$P_{yp} = R_z \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cdot \cos(\varphi - \nu) + \frac{\text{НВ}}{3} \left( \frac{t}{\operatorname{tg}\varphi_{\text{cp}}} + r \cdot \sin \varphi + S \right) l_3, \quad (2.24)$$

$$P_{xp} = R_z \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cdot \sin(\varphi - \nu) + \frac{\text{НВ}}{3} t l_3. \quad (2.25)$$

Під дією сил, що виникають на допоміжній задній поверхні і радіусній ділянці вершини різця (рис. 2.2, а), стружка при русі по передній поверхні відхиляється від перпендикуляра до різальної кромки на кут

$$\nu = \operatorname{arctg} \frac{\sin^2 \varphi \cdot \left( r \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} + S \right)}{t + 0,5 \sin 2\varphi \cdot \left( r \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} + S \right)}. \quad (2.26)$$

При точінні наплавленого матеріалу відповідно до формул (2.23) і (2.25)  $\varphi_{\text{cp}} = 42,7^\circ$  і  $\nu = 4,1^\circ$ . У залежностях (2.24) і (2.25) різниця кутів  $\eta - \gamma = \omega$ . Отже

$$\mu = \operatorname{tg}(\omega - \gamma). \quad (2.27)$$

Залежність  $P_y, P_z, P_x$  від режимів різання і зносу інструменту  $h_3$  для випадку точіння різцем із ПНТМ киборит покриття, наплавленого 6 ЛС-5Х4В3МФС з дендритною структурою (див. рис. 1.1), характерною для литих сталей, представлена на рис. 2.3. Як бачимо, при  $h_3 = 0,05$  мм складова  $P_z = 0,3$  кН. При цій величині  $h_3$  і відносно невеликому значенні коефіцієнта тертя ( $\mu_3 = 0,2$ ), сила тертя  $F_3 = 0,0627$  кН. Отже,  $R_z = P_z - F_3 = 0,3 - 0,0627 = 0,237$  кН.

Відмітимо, що для пластичних хромистих загартованих сталей при вказаній твердості, якій відповідає межа міцності при розтягу  $R_m = 1,56$  ГПа, дотичне напруження в умовній площині зсуву  $\tau_p = 0,8R_m = 1,25$  ГПа. У разі точіння наплавленого покриття, навіть при найбільш вигідному для роботи деформації куті зсуву  $\varphi = 45^\circ$  і куті тертя на передній поверхні, близькому до нуля, наприклад, при  $\eta = 1^\circ$  ( $\eta = \omega + \gamma = 11^\circ - 10^\circ = 1^\circ$ )

$$\tau_p = \frac{R_z \sin \varphi \cdot \cos(\varphi + \omega)}{tS \cdot \cos \omega} = 0,59 \text{ ГПа} \quad (2.28)$$

Як видно, напруження в умовній площині зсуву при різанні наплавленого покриття в 2,1 раз менша розрахованої для загартованих сталей. На підставі цього можна зробити висновок, що для наплавленого покриття відсутне

співвідношення між його твердістю і напруженням у площині зсуву при різанні, яка має місце для пластичних металів.

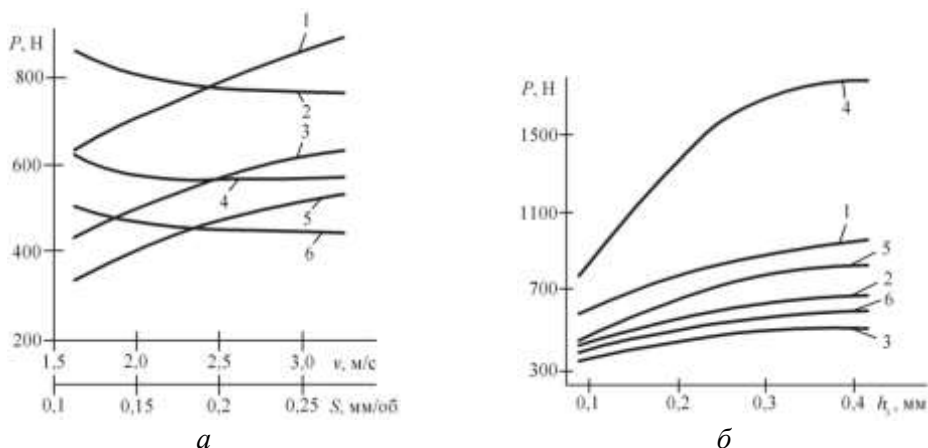


Рис. 2.3. Вплив умов точіння покриттів, напиленого порошком ПГ-10Н-01 (1-3) і наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС (4-6), інструментом з ПНТМ киборит на сили різання: а – від подачі ( $P_y - 1$ ;  $P_z - 3$ ;  $P_x - 5$ ) ( $v = 2,4$  м/с,  $h_s = 0,25$  мм,  $\delta = 101,5^\circ$ ) і швидкості різання ( $P_y - 2$ ;  $P_z - 4$ ;  $P_x - 6$ ) ( $S = 0,2$  мм/об;  $t = 0,25$  мм;  $\delta = 101,5^\circ$ ); б – від зносу інструменту по задній поверхні при  $v = 2,4$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $\delta = 101,5^\circ$  (для напиленого покриття ( $P_y - 1$ ;  $P_z - 2$ ;  $P_x - 3$ ) і  $v = 2,4$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $h_s = 0,25$  мм для наплавленого покриття ( $P_y - 4$ ;  $P_z - 5$ ;  $P_x - 6$ ))

Вказане обумовлене, ймовірно, слабким міжкристалітним зв'язком і домішками на межах зерен, що знижують напруження при деформації в покриттях більш, ніж у два рази. Проте при деформації, обумовленій втискуванням різального леза в оброблюваний матеріал, ці особливості структури наплавленого покриття так само не проявляються. Навпаки, як показали розрахунки за формулами (2.21–2.27) при  $\mu_3 = 0,2$  і  $\mu_n = 0,02$ , задовільне співпадіння розрахованих і дослідних значень сил забезпечується лише при  $q_{N_3} = HB/2$ , тобто, при таких величинах  $q_{N_3}$ , які в 1,5 рази більші в порівнянні з тими, які рекомендується використовувати у випадках різання звичайних конструкційних матеріалів.

У табл. 2.1 наведені дослідні значення складових сили різання  $P_{zo}$ ,  $P_{yo}$ ,  $P_{xo}$ , а також  $P_{zp}$ ,  $P_{yp}$ ,  $P_{xp}$ , розраховані при різному зносі інструменту, якому відповідають значення  $l_3$ , отримані за формулою (2.21).

При розрахунку силу стружкоутворення вважали незалежною від  $l_3$  і рівною середній величині даних, отриманих для кожного значення  $l_3$ , тобто  $R_z = 0,25$  кН ( $R_{z \min} = 0,21$  кН;  $R_{z \max} = 0,29$  кН). При розрахованих  $\varphi_{cp} = 42,7$ ;  $\nu = 4,1$ ;

$HВ/2 = q_{N_3} = 2,3 \text{ кН}$ ,  $\mu_3 = 0,2$ ;  $\mu_{п} = 0,02$  залежності (2.22), (2.24) і (2.25) мають вигляд:

$$P_{zp} = 0,25 + 1,068l_3^3, \quad (2.29)$$

$$P_{xp} = 0,032 + 3,45l_3^3, \quad (2.30)$$

$$P_{yp} = 0,037 + 4,48l_3^3. \quad (2.31)$$

Таблиця 2.1. Складові сили різання (кН)

Складові сили різання	Довжина контакту $l_3$ , мм						
	0,088	0,138	0,188	0,238	0,280	0,338	0,388
$P_{zo}$	0,30	0,38	0,50	0,54	0,60	0,60	0,62
$P_{zp}$	0,34	0,40	0,45	0,50	0,56	0,61	0,66
$P_{yo}$	0,60	0,75	0,95	1,10	1,30	1,50	1,80
$P_{yp}$	0,43	0,66	0,88	1,10	1,33	1,55	1,78
$P_{xo}$	0,34	0,45	0,53	0,60	0,75	0,80	0,90
$P_{xp}$	0,34	0,50	0,68	0,85	1,02	1,20	1,37

Порівняння наведених даних показує, що розрахункові та експериментальні значення практично співпадають при всіх  $l_3$ . Для складових  $P_{yo}$  і  $P_{yp}$  це спостерігається у разі  $l_3 = 0,188 - 0,388$  мм, а для  $P_{xo}$  – і  $P_{xp}$  при  $l_3 = 0,088 - 0,138$  мм. Те, що  $P_{yo}$  і  $P_{yp}$  практично співпадають при великих, а  $P_{xo}$  і  $P_{xp}$  – при менших  $l_3$ , може бути пояснено впливом на сили характеру зміни зносу різних ділянок задньої поверхні різця при досягненні  $h_3 = 0,35$  ( $l_3 = 0,388$ ) мм. Такий вплив при розрахунку складових сил різання не враховувався. Знос інструменту по задній поверхні приймався рівномірним по всій довжині контакту.

Робилися також порівняння розрахункових і експериментальних значень складових сили різання при точінні загартованої сталі Х12М різцем з круглою пластиною з ПНТМ композит 10Д. Тому що глибина різання досить мала ( $t = 0,2$  мм), робочу довжину кромки приймали рівній довжині хорди (1,4 мм), що відповідає довжині дуги радіусної різальної кромки, яка бере участь в різанні. При цьому головний кут у плані  $\varphi = 8,5^\circ$ . Експериментальні значення складових сил різання –  $P_{zo} = 75,5$  Н;  $P_{yo} = 135,0$  Н;  $P_{xo} = 27,0$  Н.

Оскільки точіння здійснювали гострим різцем, радіус округлення різальної кромки прийняли рівним 0,025 мм, а фаску зносу  $h_3 = 0,020$  мм Звідси довжина контакту задньої поверхні інструменту  $l_3 = 1,26\rho + h_3 = 0,052$  мм. Краще співпадіння експериментальних і розрахункових значень складових сил різання має місце при  $\mu_3 = 0,2$  і  $\mu_{п} = 0,1$  ( $\eta = 5,7^\circ$ ). При цьому  $R_z = 47,3$ ;  $P_{zp} = 75,5$ ;  $P_{yp} = 153$ ;  $P_{xp} = 22,1$  Н. Дотичне напруження в умовній площині зсуву при коефіцієнті усадки стружки  $k_l = 1,0$  (кут зсуву  $\varphi = 45^\circ$ ), розраховане так само, як і в разі точіння наплавленого покриття,  $\tau_p = 1,78$  ГПа.

Таким чином, при різанні загартованої сталі X12M зі швидкістю такою ж, як і при точінні наплавленого покриття, дотичні напруження в умовній площині зсуву залишаються високими і рівними розрахованим, виходячи з механічних характеристик, визначених у процесі випробувань на розтяг.

На підставі результатів дослідження можна зробити висновок, що точіння наплавленого покриття при оптимальних швидкостях різання характеризується дуже низьким коефіцієнтом тертя на передній поверхні інструменту ( $\mu_n = 0,02$ ), приблизно у 2 рази меншим дотичним напруженням у площині зсуву і в 1,5 рази більшим питомим нормальним тиском на задній поверхні інструменту порівняно з визначеними, виходячи з механічних характеристик, для звичайних конструкційних пластичних металів.

Розрахунки, проведені за результатами оцінки сил різання при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, показують (рис. 2.3), що точіння напиленого порошкового покриття при оптимальних швидкостях різання ( $\mu_n = 0,02$ ) характеризується приблизно в 3 рази меншим дотичним напруженням у площині зсуву і в 2,25 раз більшим питомим нормальним тиском на задній поверхні інструменту порівняно з визначеними, виходячи з механічних характеристик, для звичайних конструкційних пластичних металів.

### 2.3.2. Аналітична оцінка сил на задній поверхні інструменту

Внаслідок низької величини зчеплення з основою сили на задній поверхні інструменту можуть впливати на відшарування напиленого покриття.

Працездатність і стійкість інструменту при обробці різанням, стан поверхневого шару після обробки значною мірою визначаються явищами, які мають місце на задній поверхні інструменту, тому оцінка сил, що безпосередньо впливають на їх протікання, особливо, при чистовій обробці, представляє теоретичний і практичний інтерес при дослідженні процесів точіння покриттів.

У даній роботі зроблено спробу визначення сил на задній поверхні інструменту, виконану на основі рішення пружної контактної задачі при моделюванні впровадження вершини інструменту в покриття втискуванням сферичного індентора.

На рис. 2.4 наведена схема контакту задньої поверхні інструменту з оброблюваною деталлю. У загальному вигляді довжина контакту різця по задній поверхні складається з трьох складових.

Для гострого різця (рис. 2.4, а)

$$l_3 = m\bar{l} + n\bar{r} + pk, \quad (2.32)$$

де  $m\bar{l}$  – довжина дуги на ділянці радіусу задньої поверхні інструменту, що відповідає глибині різання  $a = t_r - t_\phi$  ( $t_r$  і  $t_\phi$  – теоретична і фактична глибини різання відповідно);  $n\bar{r}$  – довжина дуги на ділянці радіусу задньої поверхні після вершини інструменту;  $pk$  – довжина прямолінійної ділянки задньої поверхні інструменту, розташованого під кутом  $\alpha$  до вісі деталі.

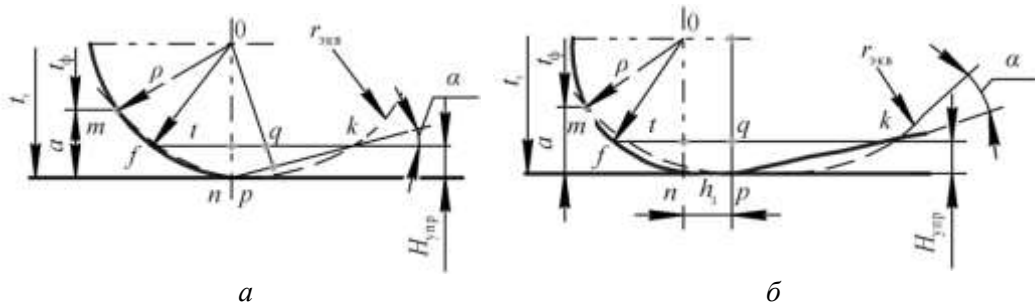


Рис. 2.4. Схема контакту гострого (а) і зношеного (б) різців з оброблюваною деталлю

Як видно з рис. 2.4, а:

$$m\tilde{n} = \rho \cdot \arccos\left(1 - \frac{a}{\rho}\right), \quad (2.33)$$

$$n\tilde{p} = \rho \alpha, \quad (2.34)$$

$$pk = \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha}. \quad (2.35)$$

Для зношеного різця (рис. 2.4, б):

$$l_s = m\tilde{n} + h_s + pk, \quad (2.36)$$

де  $\rho$  – радіус округлення різальної кромки інструменту;  $H_{\text{пр}}$  – величина пружного відновлення матеріалу покриття зі сторони задньої поверхні інструменту.

Для величини  $\alpha$  з урахуванням  $\gamma_d = -54^\circ$  (методика визначення запропонована проф. О.О. Віноградовим, ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України) отримаємо

$$a = \rho(1 - \sin \gamma_d) = 0,19\rho, \quad (2.37)$$

З урахуванням (2.37)

$$m\tilde{n} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) = 0,63\rho. \quad (2.38)$$

Для визначення  $H_{\text{пр}}$  представимо різальний клин інструмента індентором з радіусом  $r_{\text{екв}}$ , вибраним з умови, що  $H_{\text{пр}}$  для інструменту і  $H_{\text{пр}}$  для індентора рівні; довжина хорди  $fk$  для індентора і довжина ділянки  $fk$  для інструменту рівні (рис. 2.4).

В цьому випадку величина  $H_{\text{пр}}$  може бути визначена з урахуванням залежності

$$H_{\text{пр}} = \frac{fk^2}{8r_{\text{екв}}}. \quad (2.39)$$

Довжина хорди  $fk$  для гострого різця (рис. 2.5, а)

$$fk = ft + \rho \cdot \sin \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (2.40)$$

Для зношеного інструменту

$$fk = ft + h_3 + \frac{H_{\text{упр}}}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (2.41)$$

Для обох даних випадків

$$ft = \rho \cdot \sin \arccos \left( 1 - \frac{H_{\text{упр}}}{\rho} \right). \quad (2.42)$$

Відомо, що при впровадженні сферичного індентора у нескінченний напівпростір величина  $H_{\text{пр}}$  визначається виразом [13]

$$H_{\text{пр}} = 1,3r^{0,33}h^{1,3} \left( \frac{\text{HB}}{E} \right)^{0,66} (1 - \mu^2)^2. \quad (2.43)$$

У випадку, що розглядається  $r = r_{\text{екв}}$ ;  $h = a$ .

Таким чином

$$H_{\text{упр}} = 1,3r_{\text{екв}}^{0,33} [\rho \cdot (1 - \sin \gamma_d)]^{1,3} \left( \frac{\text{HB}}{E} \right)^{0,66} (1 - \mu^2)^2. \quad (2.44)$$

Для визначення величини  $H_{\text{пр}}$ , рівняння (2.39) і (2.44) вирішуються спільно.

Довжина контакту інструменту по задній поверхні складається з пластичної  $L_{\text{пл.з}}$  і пружною  $L_{\text{пр.з}}$  складових.

Для гострого різця

$$L_{\text{пл.з}} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d). \quad (2.45)$$

$$L_{\text{упр.з}} = \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \quad (2.46)$$

Для зношеного різця

$$L_{\text{пл.з}} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) + h_3. \quad (2.47)$$

$$L_{\text{упр.з}} = \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} \quad (2.48)$$

Відповідно до цього, нормальна і тангенціальна сили на задній поверхні складаються з двох частин – сил на ділянці пластичного і пружного контактів:

$$P_3 = P_{\text{пл}} + P_{\text{пр}}, \quad (2.49)$$

$$F_3 = F_{\text{пл}} + F_{\text{пр}}. \quad (2.50)$$

Враховуючи, що на ділянці пластичного контакту нормальна напруження відповідає твердості оброблюваного матеріалу

$$P_{\text{пл}} = \text{HB} \cdot L_{\text{пл.з}} \cdot b. \quad (2.51)$$

Перехід від пружного контактування до пружнопластичного (для індентора з радіусом  $r$ ) реалізується при навантаженні [13]

$$N = 5,2R^2(1 - \mu^2)^2 \frac{HB^3}{E^2}. \quad (2.52)$$

Припустивши, що напруження по довжині пружного контакту постійні, маємо:

для гострого різця

$$P_{\text{упр}} = 1,65b \left[ \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \mu^2)^2 \frac{HB}{E^2}. \quad (2.53)$$

для зношеного різця

$$P_{\text{упр}} = 1,65b \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} (1 - \mu^2)^2 \frac{HB}{E^2}. \quad (2.54)$$

Таким чином, сили на задній поверхні гострого різця

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ \begin{array}{l} \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) + 1,65 \left[ \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] \\ \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \end{array} \right\}. \quad (2.55)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ \begin{array}{l} \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) \cdot \mu_{3,\text{пл}} + 1,65 \left[ \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] \\ \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \cdot \mu_{3,\text{упр}} \end{array} \right\}. \quad (2.56)$$

де  $\mu_{3,\text{пл}}$  і  $\mu_{3,\text{пр}}$  — відповідно коефіцієнти тертя на ділянках пластичного і пружного контактів.

При куті  $\alpha = \arccos \left( 1 - \frac{H_{\text{упр}}}{\rho} \right)$  прямолінійна ділянка задньої поверхні різця

не контактуватиме з оброблюваним матеріалом.

Для зношеного різця

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) + h_3 + 1,65 \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (2.57)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ \left[ \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_d) + h_3 \right] \cdot \mu_{3,\text{пл}} + 1,65 \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \cdot \mu_{3,\text{упр}} \right\}. \quad (2.58)$$

Враховуючи, що розрахунок величини пружного відновлення згідно залежностей (2.39) і (2.44) досить складний, запропонована наступна методика її експериментального визначення.

У процесі дослідження у поверхню покриття впроваджувався алмазний індентор. У координатах «сила-глибина втискування» робився запис діаграм втискування індентора у поверхню та аналізувалися різні ділянки кривої у процесі навантаження і розвантаження. Величина  $Y$  (рис. 2.5) відповідала пружному відновленню поверхні досліджуваного матеріалу при знятті навантаження.

Ділянки кривої «навантаження-розвантаження» аналізувалися при навантаженні 0,1; 0,4; 0,8 Н. Величина  $H_{пр}$ , незалежно від навантаження, складала  $(0,75 \pm 0,12) h$ .

На рис. 2.6 приведена діаграма втискування індентора в зразок із покриттям, напиленим порошком ПГ-10Н-01, обточений різцем з ПНТМ киборит. Для цього випадку величина  $H_{пр} = 0,75h$ . Приймаючи  $h = a$ , маємо  $H_{пр} = 0,75h = 0,75a$ . З урахуванням залежності (2.37)

$$H_{упр} = 0,14\rho. \quad (2.59)$$

На рис. 2.5 наведена діаграма втискування індентора в зразок. Отже, для даного випадку  $\rho = 0,025$  мм, а  $H_{пр} = 3,6$  мкм. Для порівняння, величина пружного відновлення сталі ШХ15 в аналогічних умовах навантаження – 2,6 мкм ( $H_{пр} = 0,55h$ ).

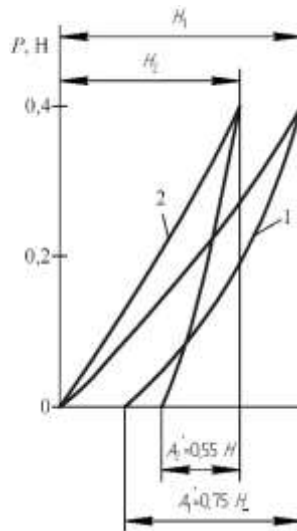


Рис. 2.5. Діаграма втискування індентора в зразки зі сталі ШХ 15 (1) і з покриттям, напиленим порошком ПГ-10Н-01 (2), оброблені різцем з ПНТМ киборит

З урахуванням рівняння (2.59) залежності для  $P_3$  і  $F_3$  (2.49–2.59) можна перетворити таким чином:

– для гострого різця

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ 0,34\rho + 1,65 \left[ \rho\alpha + \frac{H_{\text{уип}} - \rho(1 - \cos\alpha)}{\sin\alpha} \right] \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (2.60)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ \begin{array}{l} 0,34\rho \cdot \mu_{3,\text{пл}} + 1,65 \left[ \rho\alpha + \frac{H_{\text{уип}} - \rho(1 - \cos\alpha)}{\sin\alpha} \right] \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \\ \cdot \mu_{3,\text{уип}} \end{array} \right\}. \quad (2.61)$$

– для зношеного різця

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ 0,34\rho + h_3 + 1,65 \frac{H_{\text{уип}}}{\sin\alpha} (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (2.62)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ [0,34\rho + h_3] \cdot \mu_{3,\text{пл}} + 1,65 \frac{H_{\text{уип}}}{\sin\alpha} (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{HB}{E} \right)^2 \cdot \mu_{3,\text{уип}} \right\}. \quad (2.63)$$

Модуль пружності і твердість є функціями пористості покриття, тому в остаточному виді залежності можна записати наступним чином:

для гострого різця

$$P_3 = HB_0 \cdot b(1 - A_1\Pi)^{n_1} \left\{ \begin{array}{l} 0,34\rho + 1,65 \left[ \rho\alpha + \frac{H_{\text{уип}} - \rho(1 - \cos\alpha)}{\sin\alpha} \right] \cdot \\ \cdot (1 - \mu^2)^2 \frac{(1 - A_1\Pi)^{2n_1}}{(1 - A_2\Pi)^{2n_2}} \left( \frac{HB_0}{E_0} \right)^2 \end{array} \right\}, \quad (2.64)$$

для зношеного різця

$$P_3 = HB_0 \cdot b(1 - A_1\Pi)^{n_1} \left\{ \begin{array}{l} 0,34\rho + h_3 + 1,65 \frac{H_{\text{уип}}}{\sin\alpha} \cdot \\ \cdot (1 - \mu^2)^2 \frac{(1 - A_1\Pi)^{2n_1}}{(1 - A_2\Pi)^{2n_2}} \left( \frac{HB_0}{E_0} \right)^2 \end{array} \right\}, \quad (2.65)$$

де  $HB_0$ ,  $E_0$  – відповідно твердість і модуль пружності покриття без пор;  $\Pi$  – пористість;  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $n_1$ ,  $n_2$  – коефіцієнти апроксимації залежностей  $HB$  (1),  $E$  (2) =  $f(k)$ , визначені розмірами і видом пор.

В загальному вигляді залежність ширини стружки від глибини різання має вигляд

$$b = \frac{t - r(1 - \cos\varphi_p)}{\text{tg}\varphi_p} + r \frac{\pi(\varphi_p + \varphi_{1p})}{180}, \quad (2.66)$$

де  $\varphi_p$ ,  $\varphi_{1p}$ , – головний і допоміжний кути у плані різця в точці, відповідній залишковій висоті нерівності на обробленій поверхні.

Залежності  $HB$ ,  $E = f(k)$  можуть бути прийняті у першому наближенні однаковими з коефіцієнтами  $A_1 = A_2 = I$  і  $n_1 = n_2 = 3$ . З урахуванням відмічених в розд. 1 особливостей обробки покриттів отримаємо:

для гострого різця

$$P_3 = \text{HB}_0 \cdot (1 - \text{АП})^n \left\{ 0,34\rho + 1,65 \left[ \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{\text{HB}_0}{E_0} \right)^2 \right\} \cdot \left[ r \frac{\pi(\varphi_p + \varphi_{1p})}{180} + \frac{\text{const} \frac{\delta^{3-D_n}}{LR} - r(1 - \cos \varphi_p)}{\text{tg} \varphi_p} \right] \quad (2.67)$$

для зношеного різця

$$P_3 = \text{HB}_0 \cdot (1 - \text{АП})^n \left\{ 0,34\rho + h_3 + 1,65 \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} \cdot (1 - \mu^2)^2 \left( \frac{\text{HB}_0}{E_0} \right)^2 \right\} \cdot \left[ r \frac{\pi(\varphi_p + \varphi_{1p})}{180} + \frac{\text{const} \frac{\delta^{3-D_n}}{LR} - r(1 - \cos \varphi_p)}{\text{tg} \varphi_p} \right] \quad (2.68)$$

Аналіз отриманих залежностей показує, що величина і стабільність сил різання на задній поверхні інструменту пов'язані з показниками властивостей ( $\text{HB}_0$ ,  $E_0$ ,  $\mu$ ) і структури ( $\Pi$ ) оброблюваного матеріалу, а також з характеристикою поверхні оброблюваного виробу. Крім того, зміна сил різання у процесі роботи інструменту обумовлена зміною геометричних параметрів інструменту ( $\rho$ ,  $\alpha$ ,  $h_3$ ). Аналіз цих результатів показує, що незважаючи на нижчі значення сил на задній поверхні при обробці покриттів системи Ni-Cr-B-Si, на значно менший модуль пружності отримання більш високої точності обробки виробів не забезпечується, оскільки за абсолютною величиною пружне відновлення обробленої поверхні покриттів є більшим за значеннями, отриманими при обробці монолітних матеріалів в аналогічних умовах. Цю особливість необхідно враховувати при обробці високоточних деталей з покриттями.

Сили на задній поверхні значною мірою визначаються величиною зносу інструменту. Для обробки високоточних деталей з покриттям необхідно використовувати інструмент з малим радіусом округлення різальної кромки, що сприяє підвищенню його працездатності, і обробку здійснювати за декілька проходів.

Усереднені значення механічних властивостей покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, визначені на універсальній випробувальній машині UTS – 100 (ФРН):  $E = 55,1$  ГПа,  $R_{cm} = 17,66$  ГПа.

Як видно, величина модуля пружності покриття в 3,6 раз менша, ніж у сталі, а межа міцності на стиск відповідає низці марок чавуну.

Треба відмітити, що незважаючи на пористість, вказаним властивостям відповідає досить висока густина матеріалу  $\gamma = 7,593 \times 10$  кг/мм<sup>3</sup>.

### 2.3.3. Сили різання при точінні наплавлених покриттів

При обробці наплавлених покриттів сили різання залежать від стану поверхні деталі з покриттям, величини і зміни механічних властивостей його матеріалу, від кількості і значущості різного роду дефектів структури, неоднорідності хімічного складу матеріалу. При чистовій обробці найбільш на сили різання впливає нестабільність міцнісних властивостей матеріалу покриття.

На рис. 2.6 показана зміна сил різання залежно від подачі, глибини різання і зносу різця по задній поверхні при чистовому точінні поверхні, напавленої дротом Нп-30ХГСА під шаром флюсу. Видно, що при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6 усі складові сили різання на 30...40% більші, ніж при точінні різцями з ПНТМ киборит. Окрім того, при точінні твердосплавними різцями спостерігаються і більші зміни у них. Це пояснюється меншими величинами сили тертя на контактних ділянках і радіусу округлення різальної кромки в інструменті з ПНТМ.

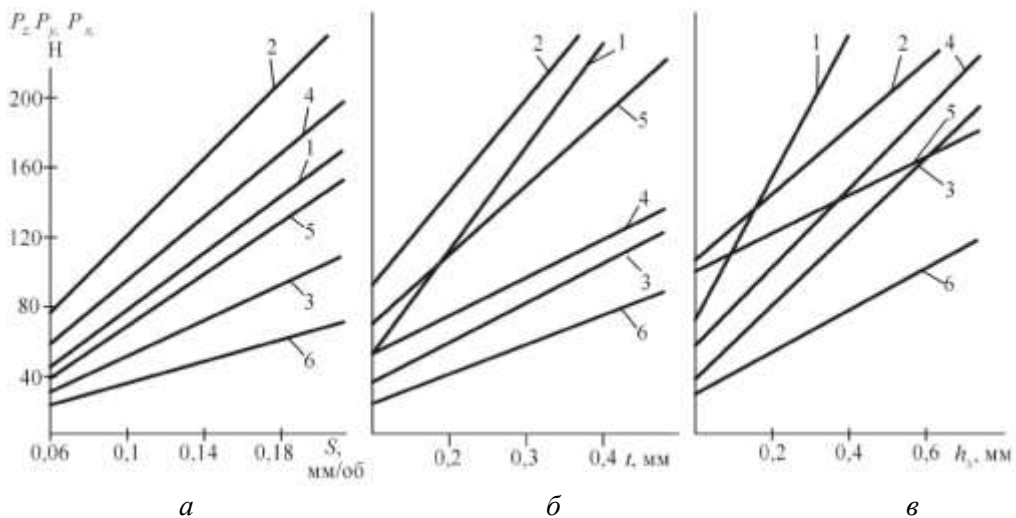


Рис. 2.6. Вплив умов чистового точіння покриття, напавленого дротом Нп-30ХГСА під шаром флюсу, різцями з твердого сплаву Т15К6 (1 –  $P_z$ ; 2 –  $P_y$ ; 5 –  $P_x$ ) ( $v = 0,5 \text{ м/с}$ ) і з ПНТМ киборит (3 –  $P_z$ ; 4 –  $P_y$ ; 6 –  $P_x$ ) ( $v = 1,5 \text{ м/с}$ ) на складові сили різання: а – від подачі; б – від глибини різання; в – від зносу різця по задній поверхні

Зі збільшенням подачі від 0,06 до 0,14 мм/об при точінні різцями з твердого сплаву більшою мірою зростає тангенціальна сила різання  $P_z$ . Таке ж збільшення подачі при точінні різцями з ПНТМ киборит практично однаково впливає на зміну сил  $P_z$  і  $P_y$  і значно менше впливає на зростання сили  $P_x$ .

Зі збільшенням глибини різання від 0,1 до 0,3 мм сили різання при обробці твердосплавним інструментом зростають набагато інтенсивніше, ніж це має місце для різців з ПНТМ. При цьому радіальна складова сили різання  $P_y$  при точінні твердосплавним інструментом наближається за величиною до тангенціальної складової сили різання  $P_z$ .

Зі збільшенням зносу інструменту при чистовому точінні наплавленого покриття спостерігається інтенсивне зростання радіальної складової сили різання  $P_y$ , що пов'язано, в основному, зі збільшенням сил на задніх поверхнях різців. При цьому перевищення сили  $P_y$  над силою  $P_z$  при точінні різцями з твердим сплавом Т15К6 спостерігається при зносі 0,1мм, тобто, практично після припрацювання інструменту, тоді як при точінні різцями з ПНТМ киборит аналогічний ефект має місце при зносі 0,3 мм, тобто, після тривалого періоду роботи інструменту.

На рис. 2.7 наведено результати досліджень сил різання при чистовому точінні покриття, наплавленого стрічкою Нл-65Г, що якісно подібні з результатами, наведеними вище, але кількісно різниця значень сил різання для інструментів з твердого сплаву та ПКНБ більш значима у зв'язку з більшою твердістю наплавленого покриття.

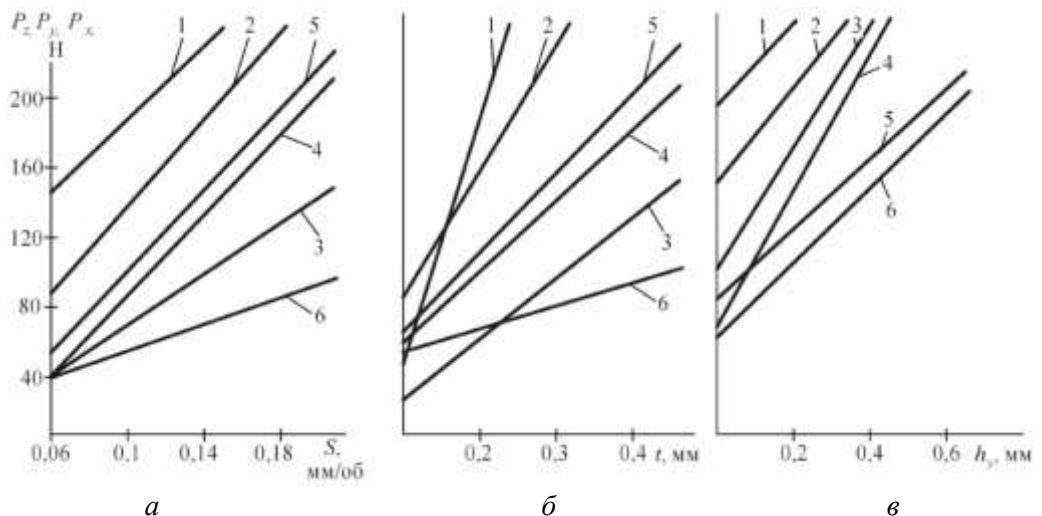


Рис. 2.7. Вплив умов чистового точіння покриття, наплавленого стрічкою Нл-65Г, різцями з твердого сплаву Т15К6 (1 –  $P_z$ ; 2 –  $P_y$ ; 5 –  $P_x$ ) ( $v = 0,5$  м/с) і з ПНТМ композит 10 (3 –  $P_z$ ; 4 –  $P_y$ ; 6 –  $P_x$ ) ( $v = 1,5$  м/с) на складові сили різання: а – від подачі; б – від глибини різання; в – від зносу різця по задній поверхні

В зв'язку з інтенсивним зношуванням твердосплавного інструменту продуктивна обробка наплавлених матеріалів високої твердості може виконуватися тільки різцями з ПНТМ на основі КНБ.

У табл. 2.2 представлені коефіцієнти для розрахунків складових сили різання при чистовій обробці наплавлених матеріалів (35...65 HRC) різцями з ПНТМ згідно залежностей (2.17), (2.18) з урахуванням величини  $l_k$ , що визначається, як  $l_k = l_f + \frac{t}{\sin \varphi} + 0,05$  або  $l_k = \frac{t}{\sin \varphi} + \frac{\sqrt{r}}{3} + 0,05$ .

Визначивши залежності складових сили різання від товщини зрізу і зносу інструменту по задній поверхні, після екстраполяції їх на нульову товщину зрізу можна отримати експериментальні значення сил на задній та передній поверхнях інструменту і провести розрахунки коефіцієнтів тертя на поверхні інструменту, робіт різання і стружкоутворення. Враховуючи неоднорідність наплавленого покриття, всі ці характеристики мають змінний характер.

Таблиця 2.2. Значення коефіцієнтів для розрахунку складових сили різання\*

Покриття, наплавлене	HRC	Швидкість різання $v$ , м/с	Коефіцієнти					
			$C_{pz}$	$C_{py}$	$C_{px}$	$k_{pz}$	$k_{py}$	$k_{px}$
дротом Нп-30ХГСА	35	2,3	2,0	1,5	0,7	50	90	45
дротом Нп-12Х18Н9Т	38	2,0	2,8	2,5	1,4	2,8	55	20
дротом ПП-Нп-25Х5ФМС	38	2,0	3,4	3,2	1,9	30	60	24
дротом ПП-Нп-10Х14Т	52	1,8	7,0	6,5	2,8	35	68	27
дротом ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	58	1,3	6,8	6,4	2,4	32	64	25
дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ	56	1,5	7,5	6,8	3,8	3,7	70	30
стрічкою Нл-65Г	64	1,5	8,2	7,4	3,6	45	78	35

\* $S = 0,05 \dots 0,20$  мм/об;  $t = 0,1 \dots 0,5$  мм;  $h_3 = 0,1 \dots 0,5$  мм;  $l_f = 0,1 \dots 0,3$  мм;  $r = 0,6 \dots 1,0$  мм

На рис. 2.8 показаний вплив товщини зрізу та зносу різця по задній поверхні на величини математичних очікувань складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА і стрічкою Нл-65Г, різцями з ПНТМ.

Екстраполяція залежностей на нульову товщину зрізу дозволила розрахувати контактні тиски і коефіцієнт тертя на задній поверхні інструменту (табл. 2.3). Видно, що зі збільшенням зносу різця по задній поверхні пропорційно зростанню площі контакту, збільшується нормальна і дотична сили на задній поверхні, що обумовлює постійність величин нормальних і дотичних напружень.

З цієї причини коефіцієнт тертя між покриттям, наплавленим стрічкою Нл-65Г, і ПНТМ на задній поверхні інструменту зі збільшенням зносу останнього не змінюється.

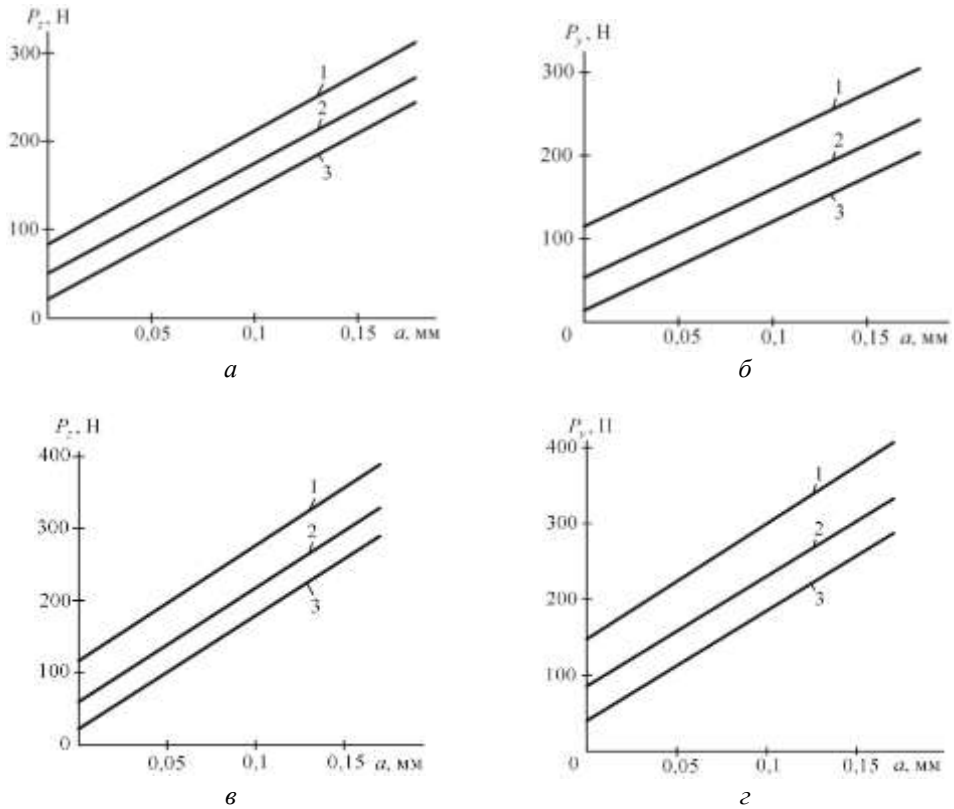


Рис. 2.8 Вплив товщини зрізу та зносу різця по задній поверхні (1 – 0,6 мм; 2 – 0,3 мм; 3 – 0,1 мм) на величину складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  при чистовому точінні різцями з ПНТМ композит 10 покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА (а, б) ( $v = 3,0$  м/с,  $t = 0,2$  мм) і стрічкою Нл-65Г(в, г) ( $v = 1,5$  м/с,  $t = 0,2$  мм)

Більша розрахункова величина коефіцієнта тертя, ймовірно, обумовлена тим, що у процесі зносу інструменту відбувається заповнення нерівностей на контактних майданчиках частинками оброблюваного матеріалу і на них реалізується внутрішнє тертя у шарах матеріалу наплавленого покриття.

Коефіцієнт тертя між інструментальним і оброблюваним матеріалами орієнтовно оцінюємо як

$$\mu = P'_z / P'_y, \quad (2.69)$$

де  $P_z, P_y$  – сила, що діє за напрямком, зворотним напрямку швидкості відносного ковзання між зразком і індентором, та сила нормального тиску відповідно.

Контактний тиск

$$q = \frac{P_y'}{F}, \quad (2.70)$$

де  $F$  – площа контакту пари тертя.

Таблиця 2.3. Розрахункові значення сил і коефіцієнтів тертя на задніх поверхнях різця з ПНТМ киборит

Знос різця $h_z$ , мм	Площа контакту $f$ , мм <sup>2</sup>	Сила на задній поверхні, Н		Напруження, МПа		Коефіцієнт тертя $\mu_z$
		нормальна $N_z$	дотична $F_z$	нормальні $q_{Nz}$	дотичні $\tau_{Fz}$	
Покриття, наплавлене дротом Нп-30ХГСА						
0,1	0,025	25,0	25	1000	1000	1,00
0,2	0,050	37,5	45	750	900	1,20
0,3	0,075	50,0	65	667	867	1,30
0,4	0,100	62,5	85	635	850	1,36
0,5	0,125	75,0	105	600	840	1,40
0,6	0,150	87,5	125	583	833	1,43
Покриття, наплавлене стрічкою Нл-65Г						
0,1	0,025	20	25	800	1000	1,25
0,2	0,050	40	50			
0,3	0,075	60	75			
0,4	0,100	80	100			
0,5	0,125	100	125			
0,6	0,150	120	150			

На рис. 2.9 наведені залежності коефіцієнта тертя між покриттям, наплавленим дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, та індентором з ПНТМ композит 10 і киборит. Отримані дані показують, що зі збільшенням швидкості відносного ковзання коефіцієнт тертя зменшується, причому, для ПНТМ киборит він має менше значення.

Зі збільшенням швидкості відносного ковзання різниці між коефіцієнтом тертя, отриманим при різних навантаженнях у контакті, зменшується. При великих швидкостях величина коефіцієнта тертя перестає від неї залежати.

При збільшенні швидкості ковзання більш ніж у 13 разів (від 0,5 до 6,67 м/с) коефіцієнт тертя для ПНТМ киборит зменшується від 0,17 до 0,10, а для ПНТМ композит 10 – від 0,21 до 0,12. Значення коефіцієнта тертя для індентора з твердого сплаву Т15К6 складає 0,3...0,4, що вказує на різний механізм взаємодії у контакті.

Для м'якшого наплавленого покриття спостерігаються дещо більші значення коефіцієнта тертя. Проте, і в цьому випадку величина його для ПНТМ киборит менша, ніж для ПНТМ композит 10.

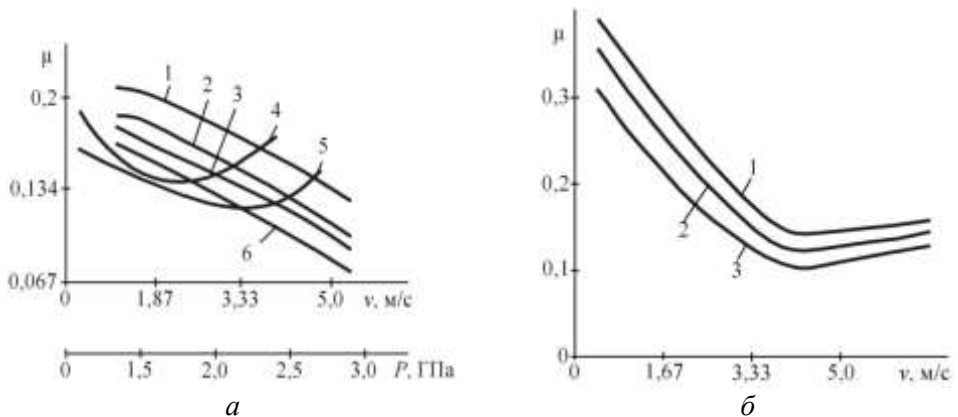


Рис. 2.9. Залежності коефіцієнта тертя від швидкості відносного ковзання (1–3, 6–9) і тиску у контакті з покриттям, наплавленим дротами ПП-Нп-30Х4Н2М (а) (1, 2, 4 – ПНТМ композит 10; 3, 5, 6 – ПНТМ киборит; 1, 3 –  $P = 1000$  Н; 2, 6 –  $P = 2000$  Н) і ПП-Нп-25Х5ФМС (б) (1 – ПНТМ композит 10,  $P = 900$  Н; 2 – ПНТМ киборит,  $P = 900$  Н; 3 – ПНТМ киборит;  $P = 1500$  Н

Відмічені вище значення досить низькі, але, враховуючи, що у контактних зонах існують ділянки з різним типом контакту (пружним і пластичним), а також, зважаючи на часткове внутрішнє тертя на контактних ділянках, ці значення є усередненими величинами. Можна припустити, що на окремих ділянках контакту коефіцієнт тертя має істотно менше значення, що, зокрема, відповідає рідинному тертю.

Результати розрахунків питомих робіт різання і стружкоутворення, виконаних за даними табл. 2.3, наведені в табл. 2.4.

На рис. 2.10 представлені залежності питомих робіт різання та стружкоутворення від товщини зрізу і зносу по задній поверхні інструменту при точінні покриття, наплавленого стрічкою Нл-65Г.

Особливості процесу чорнкової обробки наплавлених покриттів, пов'язані з наявністю на поверхні виробу системи макронерівностей та різноманітними дефектами у шарі покриття і перехідній зоні, заважають теоретичному опису динаміки цього складного процесу. Тому доцільно встановити емпіричні залежності сил різання від технологічних параметрів процесу обробки.

При обробці матеріалів покриттів різцями з твердих сплавів і з ПНТМ оптимальні значення швидкостей різання знаходяться у вузькому інтервалі. Тому, порівняно з впливом інших показників умов обробки, вона відносно слабо впливає на складові сили різання.

Таблиця 2.4. Величини питомих робіт різання і стружкоутворення при точінні покриття, наплавленого стрічкою Нл-65Г

Знос різця $h_3$ , мм	Тангенціальна сила $P_z$ , Н			Питома робота різання $A_y$ , Н/мм <sup>2</sup>			Співвідношення питомих робіт $A_c/A_y$ , %		
	Товщина зрізу $a$ , мм								
	0,05	0,1	0,15	0,05	0,1	0,15	0,05	0,1	0,15
0,1	20	160	230	6430	5710	5480	77,8	87,5	91,3
0,2	110	180	250	7860	6430	5950	63,6	77,8	84,0
0,3	130	200	270	9290	7140	6070	53,8	70,0	77,8
0,4	150	220	290	10710	7860	6430	46,7	63,6	72,4
0,5	170	240	310	12140	8570	6790	41,2	58,3	67,7
0,6	190	260	330	13570	9290	7140	36,8	53,8	63,6
Сила стружкоутворення $P$ , Н			Площа зрізу $f$ , мм <sup>2</sup>			Питома робота стружкоутворення $A_c$ , Н/мм <sup>2</sup>			
0,2	70	140	210	0,014	0,028	0,042	5000		

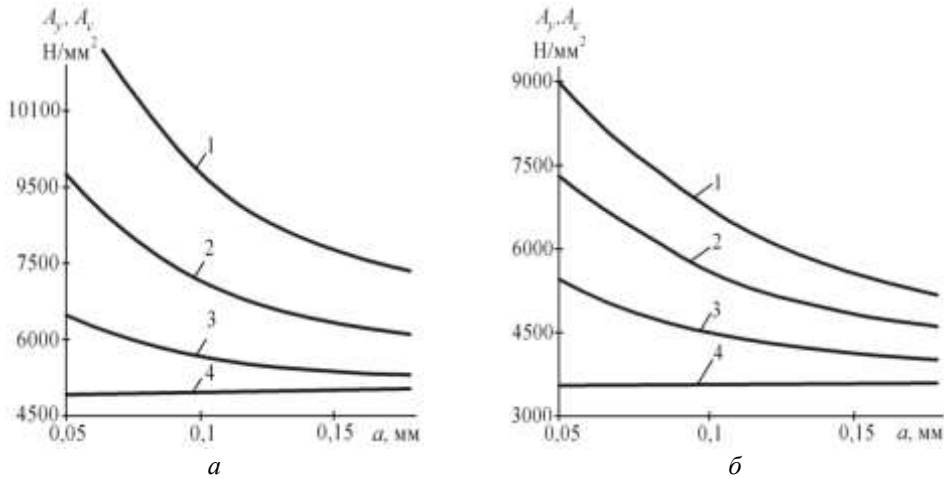


Рис. 2.10. Залежності питомих робіт різання ( $A_y$ ) і стружкоутворення ( $A_c$ ) від товщини зрізу ( $a$ ) і зносу по задній поверхні різця ( $h_3$ ) з ПНТМ при точінні покриттів, наплавлених дротом Нн-30ХГСА ( $v = 3,0 \text{ м/с}$ ) (а) і стрічкою Нл-65Г ( $v = 1,5 \text{ м/с}$ ) (б): 1, 2, 3 –  $A_y$  при  $h_3 = 0,6; 0,3; 0,1 \text{ мм}$ ; 4 –  $A_c$ ;  $t = 0,2 \text{ мм}$

При збільшенні зносу інструменту від 0,1 до 0,6 мм при товщині зрізу 0,05 мм питома робота різання зростає в 2,1 раз. При цьому зі збільшенням зносу по задній поверхні інструменту робота сил тертя на його задній поверхні зростає, а питома робота стружкоутворення залишається постійною.

Зі збільшенням подачі від 0,1 до 0,4 мм/об степінь збільшення сил різання при точінні покриттів інструментами з ПНТМ киборит менша, ніж при обробці різцями з твердих сплавів. При цьому у твердосплавних різців степінь збільшення тангенціальної сили  $P_z$  більша, ніж радіальної сили  $P_y$ , а в різців з ПНТМ вона приблизно однакова.

Зі збільшенням глибини різання від 0,5 до 2,0 мм складові сили різання при обробці різцями з твердого сплаву Т15К6 зростають інтенсивніше, ніж при обробці різцями з ПНТМ киборит.

Збільшення зносу по задній поверхні різця при чорновому точінні призводить до інтенсивного зростання радіальної складової сили  $P_y$ . При цьому радіальна складова перевищує тангенціальну силу різання.

Чорнова обробка покриття високої твердості, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ, різцями з твердого сплаву Т15К6 практично неможлива у зв'язку з великими силами різання і катастрофічним зносом інструменту.

Значні зміни всіх складових сили різання, викликані ударною дією макронерівностей на поверхні та неоднорідністю структури наплавлених покриттів високої твердості, сприяє швидкому руйнуванню вершини різального інструменту.

Фахівці Одеського політехнічного інституту пропонують враховувати особливості оброблюваних наплавлених покриттів і визначати їх вплив на характеристики оброблюваності різанням шляхом введення коефіцієнтів пористості  $K_p$  і тріщинуватості  $K_T$  в залежності для розрахунку складових сили різання:

$$P_z = HV \cdot t K_p K_T \cdot \frac{\text{ctg}\varphi}{\cos\varphi_1} \left( 0,37S \cdot \text{ctg}\beta_1 \frac{HV_c}{HV} \cdot \frac{\sin\varphi_1}{\cos\gamma} + C_1 C_2 \right), \quad (2.71)$$

$$P_z = HV \cdot t K_p K_T \cdot \cos(\varphi - \varphi_1) \cdot \frac{\text{ctg}\varphi}{\cos\varphi_1} \left( 0,185S \cdot \text{ctg}^2\beta_1 \frac{HV_c}{HV} \cdot \frac{\sin\varphi_1}{\cos\gamma} + \frac{C_1 C_2}{v} \right), \quad (2.72)$$

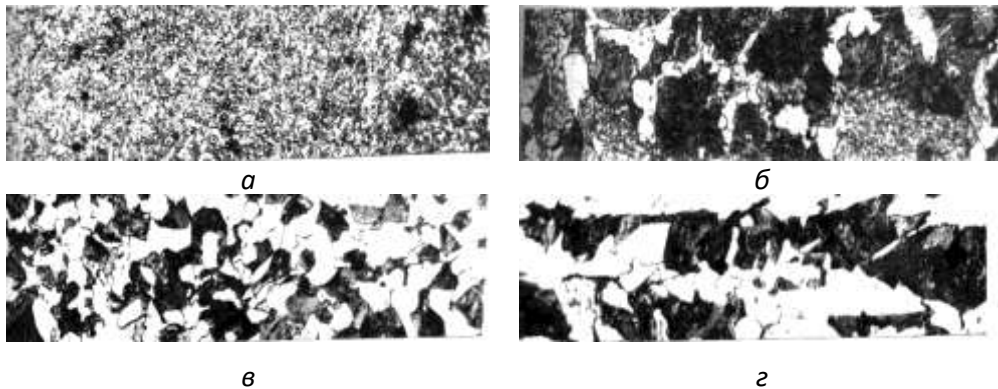
де  $HV$ ,  $HV_c$  – твердість оброблюваного покриття і стружки по Віккерсу;  $C_1$  – коефіцієнт, що враховує температуру різання;  $C_2$  – перевідний коефіцієнт твердості по Бринелю  $HB$  у твердість по Віккерсу  $HV$ ;  $v$  – коефіцієнт Пуассона.

Як видно із залежностей, пропонується враховувати прямопропорційний вплив на сили різання пористості і тріщинуватості оброблюваного покриття. Проте це не завжди справедливо у зв'язку з тим, що велика пористість і тріщинуватість оброблюваного матеріалу обумовлюють зміну сили різання як по частоті, так і по амплітуді.

Оцінку впливу структури покриття на сили різання тільки за наявністю твердих включень, які призводять до миттєвого збільшення сили різання і обумовлюють її зміну, мабуть, не можна вважати достовірною, оскільки не враховуються наявні у покритті пори, раковини і тріщини.

За результатами оцінки впливу особливостей структури покриття на миттєві сили різання, за величиною зміни яких можна судити про оброблюваність різних наплавлених шарів, також, ймовірно, некоректно, оскільки в даному випадку невідомо, що викликає їх зміну – пористість, тріщинуватість, наявність різного роду включень або інші причини.

На рис. 2.11 показані деякі структури матеріалів, наплавлених порошковими дротами, з різного роду дефектами.



*Рис. 2.11. Мікрошліфів структури матеріалу покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, між валиками: а – у приповерхневому шарі; б – посередині наплавленого шару; в – біля зони сплаву; г – в центрі наплавленого валика*

У структурі наплавленого матеріалу є мікропори розміром 1...8 мкм, раковини завдовжки 5...25 мкм. Розміри дефектів, їх кількість і характер розташування в впливають на зміну сили різання по частоті і амплітуді.

Вплив особливостей структури наплавленого покриття наочно видно на осцилограмах зміни сил різання. Наприклад, при чистовому точінні конструкційної сталі 30ХГСА і покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, зміна складових сил різання на 40...60 % більша для другого випадку. При обробці матеріалів, наплавлених порошковими самозахисними дротами, зміна складових сили різання зростає ще значніше як по частоті, так і по амплітуді. Зміна складових сили різання, викликана дефектністю і неоднорідністю зрізуваного шару покриття, сприяє прискореному зносу та руйнуванню різального інструменту. У таких умовах важливим є виконання заходів по стабілізації процесу різання і зменшенню впливу дефектності оброблюваного матеріалу на зміну складових сили різання.

Одним з таких заходів є застосування змащувально-охолоджувальних технологічних середовищ (ЗОТС), що сприяє стабілізації складових сили різання, тобто, сприяє поліпшенню стружкоутворення (рис. 2.12). При чистовому точінні матеріалу, наплавленого порошковим самофлюсівним дротом ПП-Нп-10Х14Г, різаннями з ПНТМ композит 10 «насухо» зміна складових сили різання складає

60...80 %, а із застосуванням (5 % водного розчину полімеровмістної рідини МХО-64А знижується до 40 %, тобто, майже удвічі.

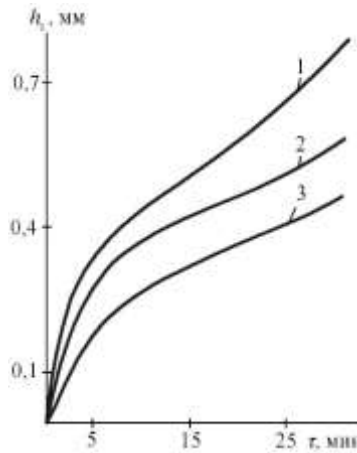


Рис. 2.12. Вплив часу різання на знос різців із твердого сплаву T15K6 під час чорнового точіння покриття, наплавленого дротом Hn-30XГСА під шаром флюсу АН-348-А, залежно від СОТС: 1 - 5 % емульсія з емульсолу НГЛ-205; 2 - 5 % емульсія з Укринолу-1; 3 - 5 % розчин МХО-64 ( $v = 1,0$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 1,0$  мм)

### 2.3.4. Сили різання при точінні напилених покриттів

Характерною для обробки напилених покриттів є менша величина складової сили різання  $P_z$  порівняно зі складовими  $P_y$ ,  $P_x$ , що свідчить про високий рівень сил різання зі сторони задньої поверхні інструменту. Інтенсивність зростання складових сили різання  $P_y$ ,  $P_x$  зі зносом інструменту значно перевищує інтенсивність зростання сили  $P_z$ , причому найбільш інтенсивно зростає сила  $P_y$ .

Для випадку точіння покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, інструментом, оснащеним ПНТМ киборит, отримані залежності регресії умов обробки на складові сили різання

$$P_x = \frac{1148 \cdot S^{0,24} h_3^{0,34} \delta^{0,34}}{v^{0,09}}, \quad (2.73)$$

$$P_y = \frac{1640 \cdot S^{0,26} h_3^{0,32} \delta^{0,41}}{v^{0,1}}, \quad (2.74)$$

$$P_z = \frac{849,2 \cdot S^{0,28} h_3^{0,22} \delta^{0,47}}{v^{0,1}}. \quad (2.75)$$

Залежності адекватні для діапазону умов обробки:  $v = 1,2 \dots 3,2$  м/с;  $S = 0,1 \dots 0,3$  мм/об;  $h_3 = 0,1 \dots 0,4$  мм;  $\delta = 90^\circ - \gamma = (93 \dots 110)^\circ$ .

На зменшення складових сили різання при збільшенні швидкості різання до  $v \sim 2,4$  м/с (рис. 2.13, а) частково впливає на зростання температури в зоні різання і пов'язане з нею зменшення оброблюваного матеріалу. Підвищення швидкості різання викликає також зростання швидкості деформації покриття в зоні стружкоутворення, внаслідок чого зменшується область поширення деформації. Складові сили різання знижуються з приблизно однаковою інтенсивністю.

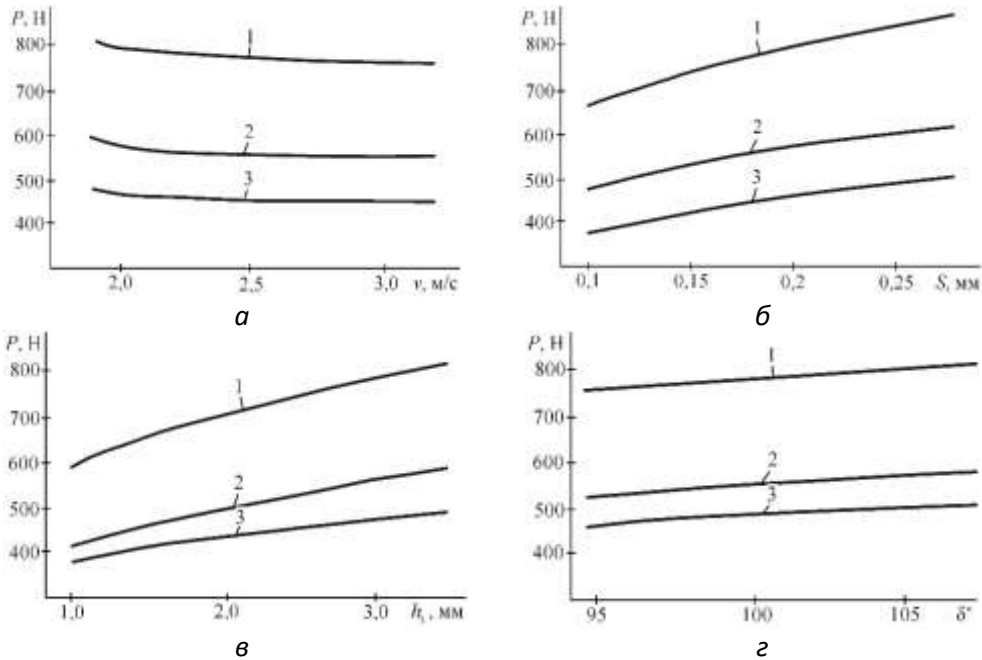


Рис. 2.13. Вплив умов обробки на складові сили різання (1 –  $P_x$ ; 2 –  $P_y$ ; 3 –  $P_z$ ) при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, інструментом з ПНТМ киборит: а – швидкості різання ( $S = 0,2$  мм/об;  $h_s = 0,25$  мм;  $\delta = 101^\circ 30'$ ); б – подачі ( $v = 2,4$  м/с;  $h_s = 0,25$  мм;  $\delta = 101^\circ 30'$ ; в – зносу по задній поверхні інструменту ( $v = 2,4$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $\delta = 101^\circ 30'$ ; г – кута різання ( $v = 2,4$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $h_s = 0,25$  мм)

Збільшення подачі (рис. 2.13, б), відповідно до загальних уявлень про процес різання, обумовлює зростання площі перетину зрізу, викликає підвищення опору зрізуваного об'єму матеріалу стружкоутворенню, підвищуючи тим самим силу різання.

При точінні напилених покриттів високої твердості знос інструменту з ПНТМ на основі КНБ відбувається, в основному, по задній поверхні, що обумовлює зростання площі контакту інструменту з виробом, інтенсифікує тертя на задній поверхні інструменту і збільшує складові сили різання (рис. 2.13, в).

При цьому слід враховувати наявність пружного відновлення оброблюваного матеріалу зі сторони задньої поверхні інструменту, яке для випадку обробки напилених покриттів з високим модулем пружності може бути значним.

Перевищення складової сили різання  $P_y$  над складовими  $P_x$  і  $P_z$ , пов'язане з впливом переднього кута інструменту (рис. 2.13, з). Із зростанням від'ємної величини переднього кута погіршується впровадження інструменту в оброблюваний матеріал, зростає об'єм покриття, що деформується в зоні різання, і сила різання збільшується.

Подібний вплив умов обробки на складові сили різання має місце і при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою.

Характерним для обробки таких покриттів інструментами з ПНТМ на основі КНБ також являється більше значення складової сили різання  $P_y$  порівняно із складовими  $P_x$ ,  $P_z$ , що пов'язано з використанням інструменту з від'ємним переднім кутом і малим перерізом зрізу, та свідчить про високий рівень сил на задній поверхні інструменту.

Зі зношуванням інструменту спостерігається зростання сили різання та її складових (рис. 2.14). Треба відмітити, що радіальна сила різання  $P_y$  збільшується більш інтенсивно. Зі зростанням швидкості різання сила різання знижується, а зі збільшенням перерізу зрізу – зростає (рис. 2.15).

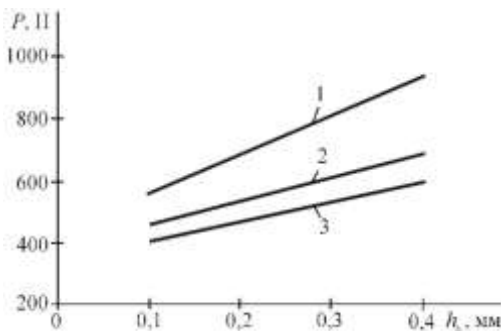


Рис. 2.14. Вплив зносу інструменту з ПНТМ киборит по задній поверхні на величини складових сили різання ( $v = 1,7 м/с$ ;  $S = 0,05 мм/об$ ;  $t = 0,15 мм$ ) при точінні покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ : 1 –  $P_y$ ; 2 –  $P_z$ ; 3 –  $P_x$

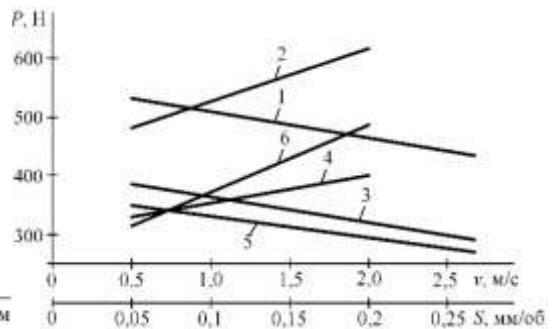


Рис. 2.15. Вплив швидкості різання (1, 3, 5) ( $S = 0,05 мм/об$ ;  $t = 0,15 мм$ ;  $h_3 = 0,1 мм$ ) і подачі (2, 4, 6) ( $v = 1,7 м/с$ ;  $t = 0,15 мм$ ;  $h_3 = 0,1 мм$ ) на величини складових сили різання при точінні покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ : 1, 2 –  $P_y$ ; 3, 4 –  $P_x$ ; 5, 6 –  $P_z$  (інструмент з ПНТМ киборит)

Вплив переднього кута інструменту на сили різання має характер, аналогічний їх впливу на усадку стружки.

В цілому, силові закономірності процесу різання, характерні для точіння покриттів з кристалічною структурою, справедливі і для випадку обробки покриттів з аморфно-кристалічною структурою

## **2.4. Механіка процесу різання при обробці покриттів з високочастотними коливаннями інструменту**

### **2.4.1. Дислокаційна оцінка розташування площин зсуву**

Межа частинок як елементів покриття є особливим двовірним дефектом кристалічної будови. У місцях відсутності безпосереднього контакту частинок між собою двовірний дефект переходить у тривірний – пору. Межа окремої частинки має власну енергію і не менше п'яти ступенів свободи: три від поворотів ґраток однієї частинки відносно іншої (навколо ортогональних проєкцій) і дві – для орієнтації нормалі до площини межі відносно однієї з ґраток. Межі частинок характеризуються геометричними властивостями внаслідок дезорієнтації і силовими властивостями відповідно характеру міжатомної взаємодії.

Оцінюючи кристалічну будову зони між частинками і межі розділу «покриття-основа», а також, виключаючи з розгляду пористий простір, можна моделювати активні контактні центри як певний континуум з великокутовим розблокуванням частинок. Правомірність використання для цього випадку класичних підходів теорії дислокацій дозволяє виконати аналітичну оцінку адгезійно-когезійних зв'язків у покриттях.

Розглядаючи межу нахилу або обертання двох контактуючих частинок, виберемо в якості початку відліку періодичності кристалічної будови загальний атом, що лежить у вузлах ґраток обох частинок. Базуючись на наявності загального атома, можна зробити висновок, що в ґратках частинки II є хоча б один вузол, співпадаючий з вузлом ґраток I. При визначенні вектору трансляції  $n\bar{a}_1$  (де  $n$  – ціле число,  $\bar{a}_1$  – лінійний міжвузловий крок), знаходимо вузли ґраток II, співпадаючі з вузлами ґраток I. Відповідно можна сформуувати тривірну нескінченну структуру з вузлів, загальних для ґраток контактуючих частинок, – ґратки збігів (рис. 2.16).

Активний контакт частинок між собою або частинок із основою реалізується по активних центрах АБ. Якщо межа однієї з частинок співпадає з однією з площин ґраток збігів, то її вузли утворюють у площині межі двовірну сітку. Періодична трансляція вузлів ґраток збігів показує розміри зони відповідності у площині меж контакту і товщину перехідної зони. Площа зони відповідності ґраток двох частинок визначається як  $F_B = \frac{1}{l} \int_0^l y(x) dx$ , де  $l$  – довжина зони відповідності.

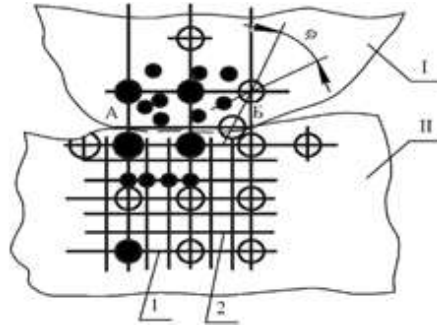


Рис. 2.16. Гратки збігів зони між частинками: ● – атоми частинки I; ○ – атоми частинки II; 1 – гратки збігів; 2 – накладні гратки

Таким чином, енергія межі між частинками відповідає сумі енергій збуджених парних зв'язків усіх атомів, віднесених до площі межі  $F_b$ . Чим більше атомів в осередку ґраток збігів, тим складнішу будову має межа між частинками. Якщо кількість атомів в осередку ґраток збігів – 1, то має місце повний збіг ґраток і межа між частинками буде відсутня, а енергія межі дорівнюватиме нулю.

Розглянемо специфічні особливості дислокаційної будови в зоні між частинками і еволюцію дислокаційної структури під впливом енергії височастотних коливань. При різанні матеріалів з гомогенною структурою процес стружкоутворення характеризується регулярним повторенням двох видів пластичної деформації – стиску і зсуву. Відповідні сили  $P_N$  і  $P_\tau$ , що викликають деформацію і діють у площині зрушення, розраховуються як

$$P_N = \sigma_p \cdot l_c \cdot b, \quad (2.76)$$

$$P_\tau = \tau_p \cdot l_{cd} \cdot b, \quad (2.77)$$

де  $\sigma_p, \tau_p$  – нормальні і дотичні напруження у площині зсуву;  $l_c, l_{cd}$  – довжини зон пластичної деформації стиску і зсуву;  $b$  – ширина стружки.

Гетерогенність покриттів обумовлює нерегулярність стадій стиску і зсуву, яка зростатиме при збільшенні відношення середніх значень співвідношення  $\tau/\sigma$ , а також товщини зрізаного припуску. При перевищенні вібраційної швидкості над швидкістю різання можна отримати ефект високошвидкісного різання, якому відповідає зниження співвідношення  $\tau/\sigma$  і нестабільності процесу стружкоутворення.

Дислокації в зонах між частинками є їх дефектами і у нерухомих зонах єдиною площиною руху при зсуві є сама зона. Цей висновок є важливим для розуміння ефекту мінімізації сил при вібромеханічній обробці покриттів. Ядра дислокацій зони між частинками можуть розширюватися на область осередку ґраток збігів. Ковзання дислокацій на межі між частинками призводить до пластичного зсуву між ними. Для визначення сили і напруження зсуву по площині зони між частинками можна скористатися рівнянням Пайерлса-Набарро

$$\tau_{кр} = \frac{2G}{1 - \vartheta} e^{\frac{-2\pi a'}{b(1-\vartheta)}}, \quad (2.78)$$

де  $G$  – модуль зрушення;  $\vartheta$  – коефіцієнт Пуассона;  $a'$  – параметр ґраток.

Підвищення енергетичної активації методом акустичного опромінення призводить до зниження модуля пружності матеріалу, що обумовлено зміною міжатомних зв'язків. Враховуючи рихлість структури зони між частинками і недосконалість кристалічної упаковки, напруження зсуву ній будуть значно менші, ніж для цілісних ґраток. При комплексному впливі на зону між частинками механічної і акустичної енергій рух «сидячої» дислокації у площині зони означає також рух самої зони по нормалі до власної площини.

Виникає ситуація, коли при  $a > b$  стартове напруження  $\tau_{кр}$  буде менше, ніж при  $a = b$  або при  $b > a$ . Це означає, що переміщення дислокацій в зоні між частинками в щільній упаковці полегшується. При проходженні високочастотних коливань через діючі площини ковзання у газотермічному покритті у межах окремих частинок в зонах між частинками виникають змінні пружні напруження, що збуджують коливальний рух дислокацій. Для гомогенних матеріалів це теоретично обґрунтовано і практично підтверджено в роботах Т. Екоборі. Дислокації, що коливаються, взаємодіють з тепловими фонами і передають їм частину своєї енергії. У площині ковзання таких дислокацій істотно ослаблюються міжатомні зв'язки і дислокації отримують велику рухливість. Враховуючи такий характер впливу високочастотних коливань на дислокації, модуль пружності зони між частинками також змінюватиметься. Характеристика дислокаційного поглинання зоною між частинками таких коливань визначатиметься пружно-інертними властивостями дислокацій, наявністю точок закріплення дислокацій згідно з моделлю Келера-Гранато-Люкке, енергією зв'язків у цих точках, характером дисипативних сил, що гальмують рух дислокацій, висотою бар'єрів Пайєрлса.

Стартові напруження  $\tau_{кр}$  можна представити у вигляді складових

$$\tau_{кр} = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4, \quad (2.79)$$

де  $\tau_1$  – напруження від пайєрлсовських сил;  $\tau_2$  – напруження від дії силових полів інших дислокацій або двовимірних дефектів зони між частинками;  $\tau_3$  – напруження взаємодії з легуючими елементами і домішковими атомами;  $\tau_4$  – напруження взаємодії з тривимірними дефектами.

Диференційоване дослідження впливу високочастотних коливань на кожную складову напруження  $\tau_{кр}$  в умовах кристалічної будови зони між частинками є складним завданням. Численні перешкоди руху дислокацій в зоні між частинками можуть долатися за рахунок додаткової дії змінних напружень від коливань високої частоти  $\tau_y = \tau_0 \cos \omega t$ . Тоді загальні стартові дотичні напруження перевищуватимуть статичні напруження  $\tau_{кр}^c = \tau_{кр} + \tau_y$ .

Проміжні точки закріплення взаємодіють з дислокаціями зони між частинками за пружним механізмом Котрелла. Під впливом періодичної зміни пружної деформації ділянки дислокацій можуть здійснювати коливальний рух без відриву від точкових дефектів.

Розглянемо коливання дислокаційних відрізків між проміжними точками. Нехай у площині  $ZOX$  такий відрізок виконує малі поперечні коливання біля положення рівноваги, співпадаючою з віссю  $X$  (рис. 2.17).

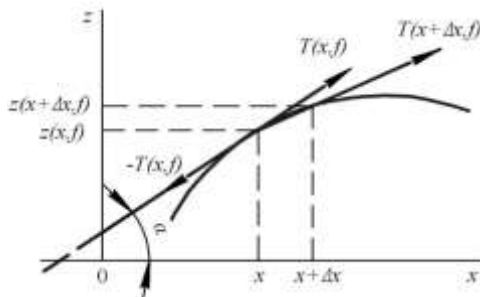


Рис. 2.17. Схема розрахунку малих коливань дислокаційних ділянок

Відхилення дислокаційної ділянки від положення рівноваги у точці  $x$  у момент часу  $t$  позначимо  $z(x, \tau)$ . Рівняння струни у момент часу  $t$  матиме вигляд  $z = z(x, \tau)$ . Якщо розглядати тільки малі коливання, то можна знехтувати величинами вищого порядку малості порівняно з  $\text{tg} \epsilon = \frac{dz}{dx}$ . Оскільки струна не чинить опір вигину, то її натягу  $H(x, \tau)$  у точці  $x$  у момент часу  $\tau$  спрямований по дотичній до струни у точці  $x$ . В рамках прийнятого наближення будь-яка ділянка дислокації в зоні між частинками (точки  $l_a$  і  $l_b$ ) після відхилення від стану рівноваги не змінює своєї довжини

$$l = \int_{l_a}^{l_b} \sqrt{1 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2} dx \cong l_b - l_a. \quad (2.80)$$

Відповідно до закону Гука, величина натягу  $|N(x, \tau)|$  залишається постійною і не залежить від  $x$  і  $\tau$ ,  $|N(x, \tau)| = N_0$ .

Позначимо через  $F(x, \tau)$  щільність зовнішніх сил зсуву від коливань, що діють на ділянку закріпленої дислокації в зоні між частинками у точці  $x$  в у проміжку часу  $\tau$  і спрямованих перпендикулярно вісі  $X$  у площині  $(XOZ)$ . Позначимо також через  $\rho'(x)$  лінійну щільність дислокацій у точці  $x$ , а величиною  $\rho'(x)dx$  позначимо масу елемента дислокації  $(x, x + \Delta x)$ . Виведемо рівняння руху ділянки дислокації в зоні між частинками, закріпленій у двох проміжних точках на відстані  $l$ . На її елемент  $(x, x + \Delta x)$  діють сили натягу  $N(x + \Delta x, \tau) - N(x, \tau)$  і зовнішні сили. Сума цих сил, згідно із законом Ньютона, повинна дорівнювати

добутку маси даного елемента на його прискорення. Проектуючи цю векторну рівність на вісь  $Z$ , отримуємо

$$N_0 \sin \iota \Big|_{x+\Delta x} - N_0 \sin \iota \Big|_x + F_1(x, \tau) dx + F_2(x, \tau) dx = \rho(x) dx \cdot \frac{d^2 z(x, \tau)}{d\tau^2}, \quad (2.81)$$

де  $F_1$  – сила зсуву;  $F_2$  – примусова гармонійна сила.

Відповідно до попереднього наближення, маємо

$$\sin \iota = \frac{\operatorname{tg} \iota}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \iota}} \approx \operatorname{tg} \iota = \frac{dz}{dx}, \quad (2.82)$$

тому з формули (2.82) отримуємо рівняння малих поперечних коливань ділянки дислокації в зоні між частинками, закріпленої на межах частинки

$$\rho \frac{d^2 z}{d\tau^2} = N_0 \frac{d^2 z}{dx^2} + F_1 + F_2. \quad (2.83)$$

Гармонійні коливання закріплених на точкових дефектах окремих ділянок дислокації в зоні між частинками здійснюватимуться в демпфуючому середовищі фононної щільності. Частотна залежність поглинання для даного механізму має резонансний характер з максимумом декременту згасання на частоті  $f' = f_0 / \zeta$ ; де  $f_0$  – власна резонансна частота ділянки дислокації  $lab$ ;  $\zeta$  – коефіцієнт демпфування у середовищі фононної щільності.

Внаслідок акустичної активації матеріалу покриття при вібромеханічній обробці він набуває додаткових пластичних властивостей. Дислокації внутрішньої зони частинок можуть при русі долати перешкоди, обумовлені напруженнями  $\tau_2$  і  $\tau_3$ . Щільність таких дислокацій знижується.

На рис. 2.18 показані ямки травлення на частинках покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, після різних методів обробки.

Суперпозиція механічного і дислокаційного механізмів при вібромеханічній обробці призводить до зниження степені пластичної деформації порівняно зі звичайним різанням, щільність дислокацій внутрішньої зони частинок також зменшується (рис. 2.18, б).

Розміцнювальний ефект акустичної активації внутрішньої зони частинок для покриттів, напилених самофлюсівними порошками ПГ-СРЗ і СНГН-50, після різних методів обробки відзначається при дослідженні ямок травлення (рис. 2.19). Після вібромеханічної обробки міра пластичної деформації в середньому на 50...55% зменшується порівняно зі звичайним різанням. Дотичні напруження розраховувалися, виходячи зі значення дотичної сили  $P_\tau$ . Дотична сила  $P_\tau$  разом з нормальною силою  $P_N$  визначалися, як складові рівнодійної сили стружкоутворення.

Аналогічно під впливом високочастотних коливань змінюється дислокаційна структура зони між частинками, оскільки механізм дислокаційного поглинання енергії коливань діє незалежно від місцезнаходження дислокацій.

Розгляд дислокаційного механізму впливу високочастотних коливань на характеристики міцності покриттів і механізм стружкоутворення дозволив

встановити наступне. Примусові високочастотні коливання змінюють механізм стружкоутворення внаслідок зміни швидкостей, кутів різання та напрямку вектора сили тертя у просторі. Такі зміни співмірні за часом з реалізацією елементарного зсуву завдовжки  $l_{cd}$ . Якщо врахувати експериментальну роботу [15] про те, що товщина елемента стружки  $\delta$  змінюється в межах  $0,02 \dots 0,05$  мм, то довжина шляху зсуву  $l_{cd} = \delta / [\cos(\beta_1 - \gamma)]$ . У табл. 2.5 приведені розрахункові величини довжини шляху руху інструменту при різній величині його контакту з оброблюваним покриттям.

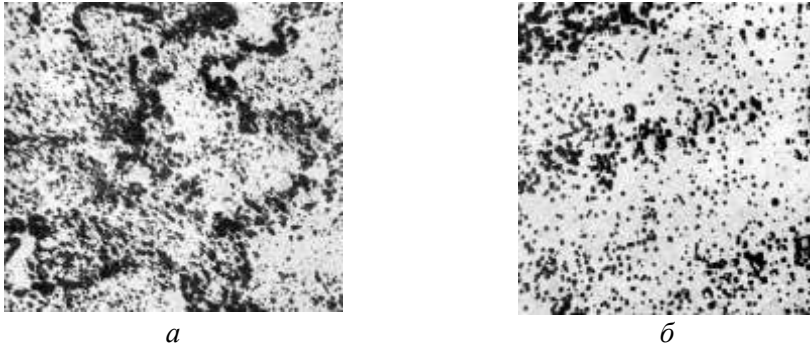


Рис. 2.18. Ямки травлення на площинах частинок покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, у межах зерна ( $\times 1000$ ): а – після звичайного точіння інструментом з ПНТМ киборит; б – після вібромеханічного точіння ( $t = 0,20$  мм;  $S = 0,10 \dots 0,26$  мм/об;  $v = 1,2$  м/с;  $A' = 10$  мкм;  $f = 20$  кГц)

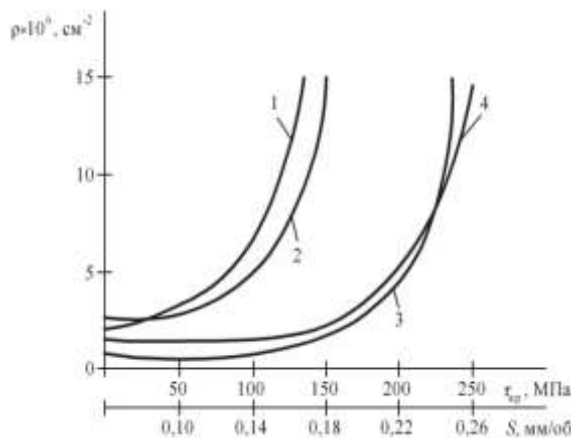


Рис. 2.19. Залежність щільності дислокацій від дотичних напружень у площині зсуву і подачі при звичайній обробці різцем з ПНТМ киборит (1, 2) і після вібромеханічної обробки (3, 4) покриттів, напилених самофлюсівними порошками СНГН-50 (1, 4) і ПГ-СРЗ (2, 3)

Таблиця 2.5 Співвідношення довжини шляху руху інструменту з розміром частинок покриття

Режим високочастотних коливань		Швидкість вібрацій $v_b$ , м/хв	Час контакту за період коливань*, $\tau_k$ , с	Довжина шляху зсуву $d_{сд}$ , мм	Розмір напилюваних частинок для покриттів $d$ , мкм	
частота $f$ , кГц	амплітуда $A'$ , мкм				ПГ-СРЗ	СНГН-50
18	3	20,34	0,000018	0,009	20... 40	30...50
20		22,60	0,000016	0,008		
22	5	41,44	0,000015	0,006		
24		45,21	0,000013	0,004		

\*Час контакту інструменту з покриттям приймався  $1/3T$ , де  $T$  – період коливань

Величина зміщення інструмента за один період примусових коливань співрозмірна з розмірами напилюваних частинок. Раціональна амплітуда коливань, з позиції енергетичних витрат на процес руйнування когезійних зв'язків, визначається згідно залежності

$$A' = (0,8 \dots 1,2) n d_r, \quad (2.84)$$

де  $n = 1, 2, 3 \dots$ ;  $d_r$  – розмір напиленої частинки порошку граничної фракції.

Підвищення частоти коливань призводить до зміни величини  $l_{сд}$ . Зокрема, при зосередженні зусилля зсуву  $P_\tau$  за напрямом, ослабленим 2- і 3-мірними дефектами зони між частинками в результаті її знеміцнення акустичною активацією, реалізується можливість руйнування покриття з мінімальними силами. Попадання на шлях переміщення різального інструменту приблизно  $1/3$  періоду коливань і його співмірність з розмірами напилених частинок дозволяє мінімізувати енергетичні витрати на стружкоутворення.

При механічній обробці газотермічних покриттів, безпосередньо при стружкоутворенні, реалізуються три типи пластичної деформації: 1) деформація, що відбувається під впливом стискаючих зусиль і є попередньою перед руйнуванням; 2) деформація, що відбувається під впливом зусиль зсуву і супроводжує руйнування; 3) деформація, що відбувається при контактуванні покриття з передньою і задньою поверхнями інструменту.

Найбільша кількість дислокацій і смуг ковзання утворюється за напрямом, у якому здійснено максимальне зусилля, – у напрямі дії рівнодійної сили різання. В оброблюваному матеріалі біля вершини інструмента інтенсивно зароджуються незалежні смуги ковзання. Під дією градієнта напружень лінійні дефекти кристалічних ґраток зони між частинками і зони всередині частинок рухаються у тих смугах ковзання, в яких величина напружень зсуву перевищує межу плинності оброблюваного матеріалу. Оскільки при вібротермічному різанні площина ковзання орієнтується відносно інструмента у різних напрямках, то

дислокації рухатимуться віялоподібно, концентруючись у напрямі вектора швидкості різання. Чим вище швидкість різання, тим менший об'єм металу піддається пластичній деформації, оскільки швидкість розширення смуг ковзання зростає повільніше, ніж швидкість різання. Для подолання перешкод у вигляді дисперсних виділень в частинці, домішкових атомів або їх сегрегацій необхідно збільшити навантаження, що обумовлює зростання сили різання.

Із врахуванням результатів фрактографічного аналізу можна стверджувати, що на межі розділу окремих частинок, через наявність 2- і 3-мірних дефектів, опір руйнуванню буде меншим, ніж у самих частинках. При цьому для руйнування покриття на межі між частинками при стружкоутворенні необхідно змінити напрями векторів напружень і швидкості різання.

#### **2.4.2. Енергоємність стружкоутворення при обробці покриттів**

Аналіз кінематичних схем вібротермічного різання виявив прямий вплив високочастотних коливань на характер стружкоутворення і якісні зміни в самому цьому процесі. При цьому не менш важливим є і їх побічний вплив, пов'язаний зі зміною фізичного стану покриття, напружено-деформаційних характеристик його матеріалу.

При відомих режимах різання і вібрацій для певних типів покриттів процес руйнування охоплює весь переріз зрізуваного шару. Для самофлюсівних матеріалів квазікрихкого типу руйнування реалізується за механізмом пластичної деформації до деякого критичного стану і шляхом розвитку тріщин, а для керамічних матеріалів – тільки шляхом розвитку тріщин. Внаслідок особливостей структури газотермічного покриття процес стружкоутворення супроводжується руйнуванням тільки частини зрізуваного шару до конгломератів частинок, блокуючих розвиток мікротріщин. При вібротермічному різанні за рахунок імпульсного ударного навантаження по лінії максимальної дотичних напружень утворюється мікротріщина. Мікротріщина в зрізуваному шарі локалізується переважно в зоні між частинками, як найбільш ослабленому структурному елементі покриття, і призводить до значної концентрації внутрішніх напружень. Подальший розвиток мікротріщини у напрямі дії максимальних напружень вимагає набагато менших енергетичних витрат, ніж її зародження.

Обробка результатів експериментів з утворення мікротріщини при імпульсному характері різання покриттів, проведених на спеціальній установці (рис. 2.20), що дозволяє моделювати процес стругання, на який витрачається кінетична енергія падаючого інструмента, дозволила отримати степеневу залежність, що зв'язує величину енергоємності стружкоутворення  $E_{уд}$  із величинами глибини різання  $t$ , кінетичній енергії падаючого інструменту, у момент врізання в зразок з покриттям  $E_k$  і твердості матеріалу різальної частини інструмента НК.

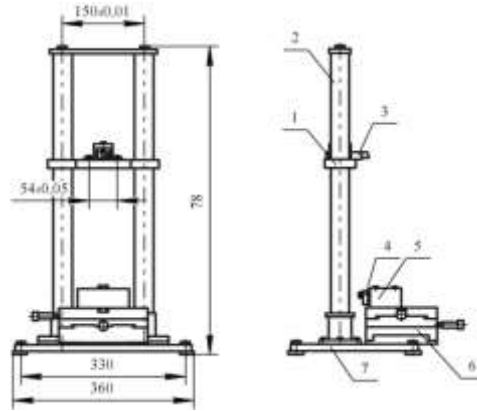


Рис. 2.20. Загальний вигляд установки для дослідження енергоємності різання:  
 1 – траверс; 2 – штоки напрямні; 3 – різець; 4 – зразок; 5 – пристрій для встановлення зразка; 6 – мікрометричний стіл; 7 – базова плита; 8 – планка

В результаті обробки експериментальних даних отримана залежність, адекватна за умов:  $t = 0,2 \dots 0,3$  мм,  $E_k = 1 \dots 6$  Дж, 32...37 НК

$$E_{уд} = 6,61t^{5,8136} E_k^{-20,3913} НК^{-0,4108} \quad (2.85)$$

Графічні залежності представлені на рис. 2.21, 2.22.

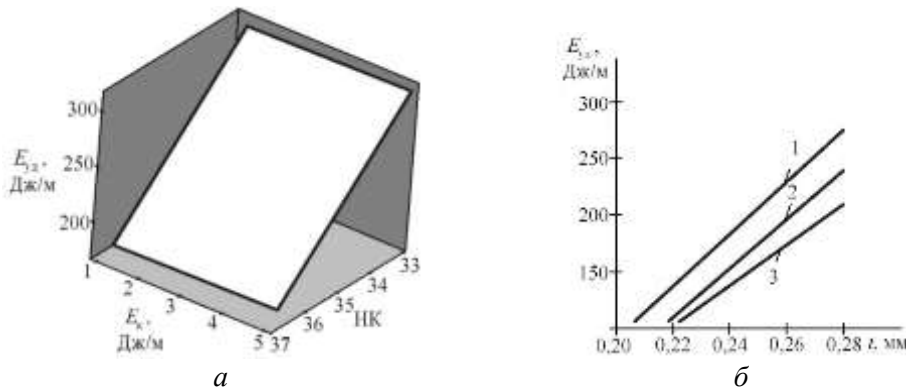


Рис. 2.21. Залежність енергоємності стружкоутворення від глибини різання та середнього значення кінетичної енергії інструмента (при НК = 32,0 ГПа):

1 –  $M_c = 0,08/20$ ; 2 –  $M_c = 0,10/40$ ; 3 –  $M_c = 0,12/60$

Аналіз залежності  $E_{уд} = f(t, E_k)$  показує, що глибина різання і кінетична енергія найсуттєвіше впливають на питому енергоємність стружкоутворення. Зокрема, при  $t = 0,3$  мм  $E_{уд} = 308,17$  Дж/м, що пов'язано зі значним опором покриття процесу руйнування. Площина зсуву поширюється як на зони між частинками, так і на внутрішні зони окремих частинок. Має місце як

інтеркристалітне, так і транскристалітне руйнування матеріалу покриття. У таких умовах незначне збільшення глибини різання істотно підвищує енергетичні витрати на процес порушення міжатомних зв'язків.

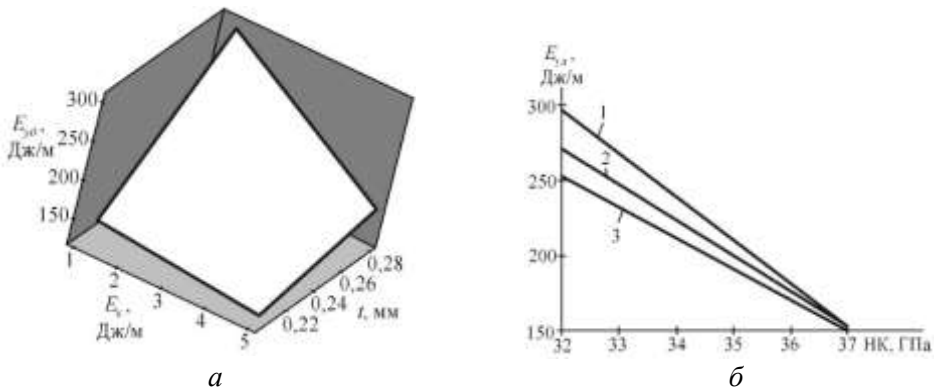


Рис. 2.22. Залежність енергоємності стружкоутворення від середнього значення кінетичної енергії інструменту та твердості його матеріалу (при  $t = 0,2$  мм):  
 1 –  $M_c = 0,08/20$ ; 2 –  $M_c = 0,10/40$ ; 3 –  $M_c = 0,12/60$

Значний вплив на питому енергоємність руйнування покриття має структурна його пошкодженість, яку можна оцінити коефіцієнтом  $M_c = \Pi/3$ , де  $\Pi$  – пористість покриття;  $3$  – зернистість напиленого порошку. Пасивний експеримент при середньому значенні кінетичної енергії  $E_k = 3$  Дж дозволив досліджувати функціональну залежність  $E_{уд} = f(t)$  для структури покриття з різним рівнем пошкодженості (рис. 2.21, б). Підвищення останнього призводить до зниження питомої енергоємності руйнування, що обумовлено втратою когезійної міцності матеріалу. Як видно з рис. 2.21, найактивніше на питому енергоємність стружкоутворення впливає твердість матеріалу інструменту. З підвищенням твердості матеріалу інструменту параметр  $E_{уд}$  збільшується у прямо пропорційній залежності. Це пояснюється тим, що надтверді матеріали за величиною співвідношення межі плинності і модуля Юнга  $R_{eH}/E$  відносяться до крихких матеріалів – матеріалів іонно-ковалентної кристалічної будови, для яких зсув супроводжується розривом атомних зв'язків [25]. Стискаючись при ударі об тверде неоднорідне покриття, надтвердий матеріал за рахунок значно більшого, ніж у матеріалу покриття модуля пружності, швидко поглинає енергію удару, внаслідок чого довжина шляху різання скорочується. З одного боку імпульсний характер навантаження знижує втрату міцності матеріалу інструмента, а з іншої – завдяки його високій пружності, енергія удару спрямовується на руйнування мікроб'ємів матеріалу покриття.

Підвищення рівня пошкодженості покриття ( $M_c$ ) призводить до зниження контактної жорсткості його поверхневого шару при пружно-пластичному ударному навантаженні інструмента.

Кінетична енергія падаючого різця (разом з траверсою) практично не впливає на параметр  $E_{уд}$ . В цьому випадку характер залежності  $E_{уд} = f(E_k)$  проявляється ще слабше. Пояснюється це також високою пружністю матеріалу інструмента і демпфуючою здатністю частинок покриття, які закріплені у пружному матричному шарі зони між частинками. Аналіз залежності  $E_{уд} = f(t, НК)$  при  $E_k = 1$  Дж (рис. 2.23) показує, що чинником, який найбільше впливає на зміну параметра  $E_{уд}$ , є глибина різання. Тому, у відмінності до залежності  $E_{уд} = f(E_k, НК)$ , вплив НК на величину  $E_{уд}$  істотно менше при такій зміні конкуруючого чинника.

Зі збільшенням глибини різання питома енергоємність стружкоутворення нестримно зростає до величини 300 Дж/м. Суперпозиція впливу інтеркристалітного і транскристалітного сколів на загальний процес руйнування покриття є причиною такого характеру функціональної залежності. Якщо організувати процес різання таким чином, щоб напрям умовного відносного зсуву змінювався у відомому діапазоні кута зсуву  $\Delta\beta_1$ , то руйнування матеріалу відбуватиметься по менш міцному шару – по зоні між частинками і питома енергоємність стружкоутворення знижуватиметься. Мінімальні енерговитрати на руйнування покриття мають місце при глибинах різання, менших 0,2 мм. Вплив твердості матеріалу інструмента на величину  $E_{уд}$  в цьому випадку мінімальний. Очевидно, у такому взаємозв'язку змінних чинників величина НК є менш значимою і при експериментальних дослідженнях замість твердості матеріалу інструмента необхідно враховувати деяку комплексну характеристику фізико-механічних властивостей, яка включає, окрім НК, також модуль пружності.

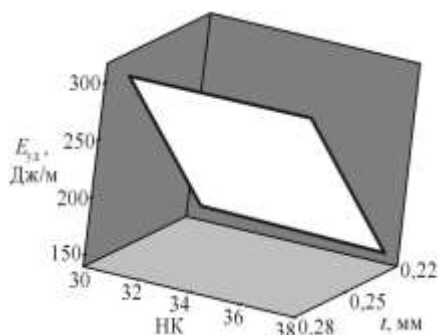


Рис. 2.23. Залежність енергоємності стружкоутворення від твердості матеріалу інструменту та глибини різання (при  $E_k = 1$  Дж)

Розміри елементів стружки, що утворюються при ударному навантаженні різця, визначаються розмірами окремих частинок покриття або їх конгломератів. При малих значеннях  $E_k$  величина питомої енергоємності стружкоутворення збільшується. Такий процес руйнування матеріалу покриття є неефективним.

Оптимальна енергія одного імпульсу визначається розмірами напилених частинок, загальною площею активних центрів з утвореними зв'язками і пористістю покриття. Якщо перевищити оптимальне значення енергії руйнування, то таке перевищення використовуватиметься без практичної користі. Дослідження впливу глибини різання на параметр  $E_{уд}$  показали, що величина питомої енергоємності стружкоутворення зменшується при обробці з товщиною зрізу, кратній амплітуді коливань і середньому розміру напилених частинок.

Частотний діапазон примусових високочастотних коливань визначається з умов якісних змін у процесі стружкоутворення, коли вібраційна швидкість перевищує швидкість різання. Використання частоти коливань  $> 25$  кГц ускладнює технологію виготовлення магніостриктора і вимагає істотного збільшення його потужності. Ефективнішим є зниження швидкості різання, оскільки частота обертання заготовки при такій організації процесу обробки виконує функцію кругової подачі.

При конструюванні та виготовленні вібратора для вібромеханічної обробки покриттів із подібними властивостями необхідно приймати амплітудне значення коливань у межах 5...10 мкм і частоту у межах 18...20 кГц. Розрахункова потужність магніостриктора складає 100...120 Вт, що відповідає значенням питомої енергоємності стружкоутворення для покриттів досліджуваного класу.

#### **2.4.3. Кінематико-силові особливості переривчастого різання напилених покриттів**

Як показано вище, сили різання визначаються структурою покриття. Внаслідок наявності макродефектів та невисокої когезійної міцності нормальні і дотичні напруження у площині зсуву в 2,3...3,0 рази менші порівняно з гомогенними матеріалами аналогічного хімічного складу. Ймовірно, це є наслідком слабого зчеплення між окремими частинками і шарами покриття.

В зв'язку з технологічною спадковістю структура покриття має високу степінь гетерогенності, що диктує необхідність вибору такої організації процесу обробки, яка забезпечила б мінімальні енергетичні витрати на зняття вибраного припуску. При цьому, необхідно зберегти початковий рівень пошкодженості матеріалу покриття або понизити його, гарантовано отримавши при цьому необхідну якість обробленої поверхні та стійкість різального інструмента.

Аналіз процесів вібромеханічного різання доцільно виконувати на прикладі трьох основних схем (рис. 2.24). Орієнтація напрямку вібрацій може співпадати з напрямками осьової, радіальної та тангенціальної складових сили різання. Особливості процесу руйнування покриттів при різанні впливають на схеми вібромеханічного різання, описані для обробки гомогенних матеріалів у роботах [16–18].

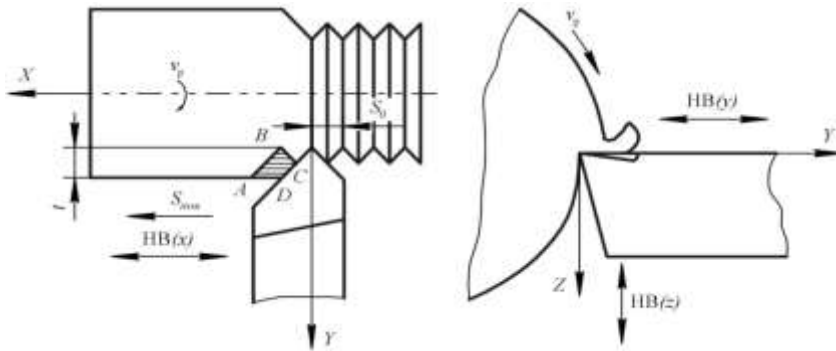


Рис. 2.24. Схеми вібромеханічного різання

При осьовому вібромеханічному різанні змінюються елементи зрізуваного шару, характер контакту «інструмент-покриття», робочі кути різальної частини інструмента. Зміна форми і розмірів зрізуваного шару регламентує необхідність правильного вибору амплітуди і частоти примусових коливань, пов'язаних із зернистістю напиленого матеріалу. Результируючий вектор відносного руху інструмента і заготовки при накладенні на постійний напрям головного руху і руху подачі змінного вібраційного руху

$$\vec{v}_0 = \vec{v}_{\text{окр}} + \vec{v}_S + \vec{v}_B, \quad (2.86)$$

або в абсолютному виді

$$v_0 = \sqrt{v_{\text{окр}}^2 + (v_S + v_m \cos \omega \tau)^2}, \quad (2.87)$$

де  $\vec{v}_{\text{окр}}$ ,  $\vec{v}_S$ ,  $\vec{v}_B$  – вектор головного руху, руху подачі, вібраційного руху відповідно;  $v_m$  – амплітудна швидкість;  $\omega$ ,  $\tau$  – частота і час коливального руху.

Переріз зрізуваного шару покриття при осьовій вібрації відрізняється від перерізу зрізуваного шару при звичайному різанні, оскільки має місце змінний характер осьової подачі. Зрізуваний шар матиме як поздовжній, так і поперечний змінні перерізи. Упорядкований характер дії високочастотної вібрації, яка забезпечує поступове збільшення змінної сили різання, призводить до активного «проростання» мікротріщин, що зароджуються при мікроударах інструменту у ослаблених, дефектних і перенапружених місцях зони між частинками покриття.

У кожен момент часу пластична деформація стиску або зсуву відбувається в окремому малому об'ємі матеріалу. Цей об'єм тим менший, чим менша товщина зрізу. Збільшення амплітуди і частоти коливань сприяє переходу від безперервного процесу різання до переривчастого.

В останньому випадку спостерігатиметься деяке демпфування вимушених некерованих коливань з внутрішнім характером збудження. Основною проблемою вибору частотної характеристики примусових коливань від

зовнішнього джерела є уникнення резонансної області, коли  $\omega_{\text{пр}}/\omega = 1$ , де  $\omega_{\text{пр}}$  – частота примусових коливань,  $\omega$  – частота власних коливань.

Частотний діапазон, в якому стабільно реалізується процес обробки у технологічній системі з одним ступенем свободи, рекомендується приймати у діапазоні  $0,7 < \frac{\omega_{\text{пр}}}{\omega} < 1,3$ . При амплітудах у межах 3...5 мкм і високій частоті коливань 18 кГц значення  $\vec{v}(\tau)$  досягають 0,5...1,0 м/с. Якщо вектором швидкості подачі, через його незначну величину, знехтувати, то вектор швидкості різання буде геометричною сумою двох векторів – постійного та змінного:

$$\vec{v} = \vec{v}_{\text{пост}} + \vec{v}_{\text{прм}}(\tau) = \vec{v}_{\text{пост}} + \vec{v}_m \cos(\omega\tau + \varphi_0). \quad (2.88)$$

Оскільки вектор  $v$  є змінною величиною, то змінними також будуть робота різання і виділення тепла. На рис. 2.25 представлені схеми для оцінки величини та напрямку дійсного вектору швидкості.

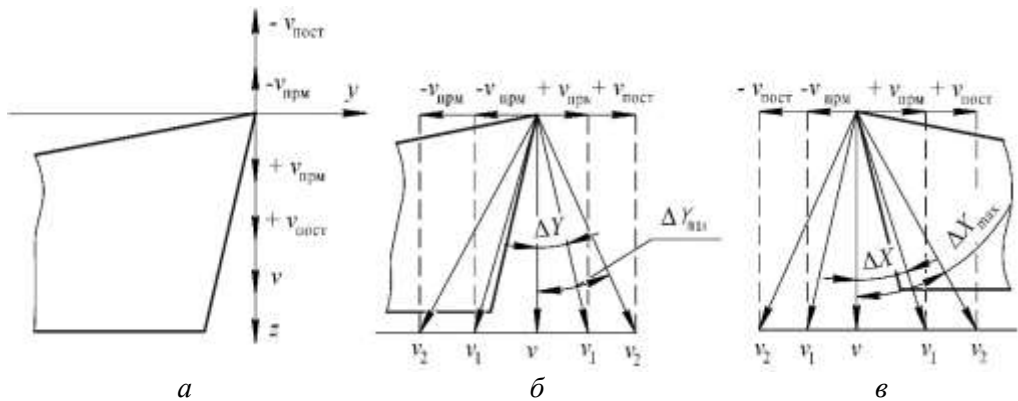


Рис. 2.25. Схеми для визначення величини і напрямку дійсного вектору швидкості: а – тангенційні коливання; б – радіальні коливання; в – осьові коливання

При виконанні примусових високочастотних коливань, разом зі зміною величини і напрямку дійсної швидкості різання, істотно змінюються кінематичні кути інструмента  $\gamma_k$ ,  $\alpha_k$ ,  $\lambda_k$ , що позначається на умовах стружкоутворення і загального руйнування покриттів при механічній обробці. На рис. 2.26 показаний приклад граничних положень робочих кутів при різанні з осьовими вібраціями, які аналогічні кутам при обробці гомогенних матеріалів.

Основна площина (ОП) і площина різання (ПР) розташовані взаємно перпендикулярно, але при вібромеханічному різанні вони періодично змінюють своє положення у межах від  $ОП_{\text{В}}^{\text{max}}$  до  $ОП_{\text{В}}^{\text{min}}$ ; і від  $ПР_{\text{В}}^{\text{max}}$  до  $ПР_{\text{В}}^{\text{min}}$  відносно свого номінального положення. На кут  $\beta_1$ , а також сили різання можна впливати,

змінюючи передній кут  $\gamma$ , а при постійному куті  $\gamma$  – змінюючи умови тертя на передній поверхні інструменту.

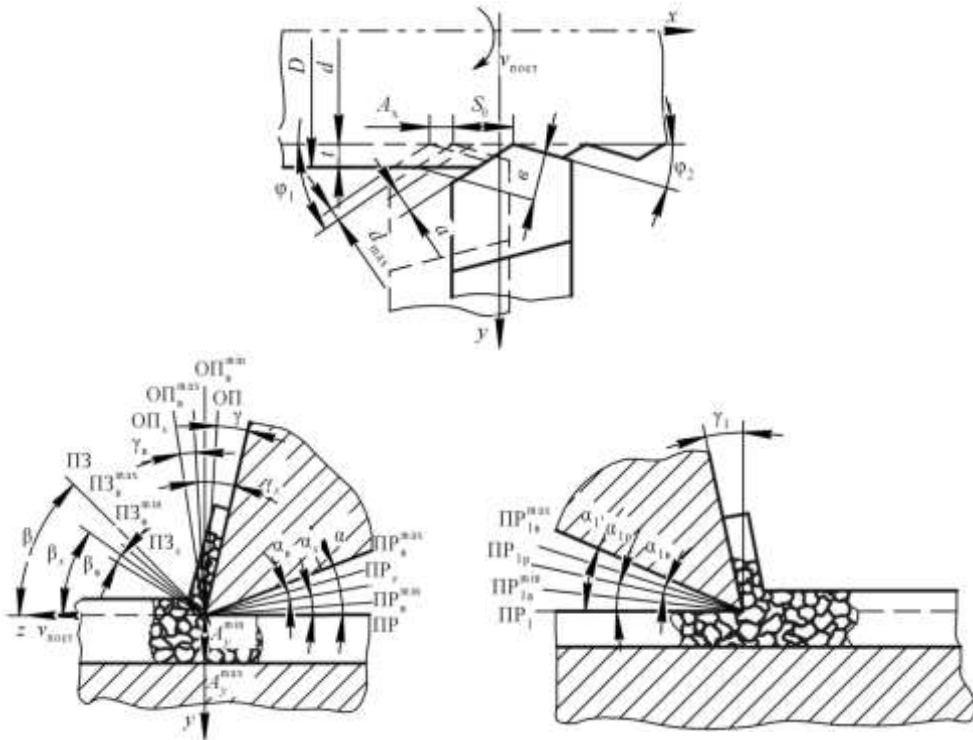


Рис. 2.26. Граничні положення робочих кутів при обробці з осьовими вібраціями

Зміна розташування під час примусових високочастотних коливань основної площини і площини різання автоматично призводить до зміни положення площини зсуву. Періодична зміна положення основної площини, площини різання і площини зсуву відбувається з частотою вимушених коливань. Діапазон зміни кута  $\beta_1$  при високочастотних коливаннях залежить від амплітуди  $A'$  і характеризує напрям вектору сили зсуву  $\vec{P}_\tau$ .

Як відзначалося вище, межі напилених частинок є двомірні дефекти кристалічної ґраток, які ще більше ослабляються за рахунок появи тривимірних дефектів – газових пор.

Вплив високочастотних вібрацій на технологічну систему полягає в тому, що навіть при низьких швидкостях різання можна отримати зміну сили різання за тим же самим законом, що і при високошвидкісному різанні. Опір різанню на окремих напівперіодах коливального руху менший за середньою величиною. Зміна кута зсуву за наявності вібрацій і вектору складової сили різання  $\vec{P}_{x,m}$

сприятимуть процесу відносного зрушення окремих частинок по знеміщених зонах між ними. Стружка формується з меншими енерговитратами, рівнодійна сила різання знижуватиметься еквівалентно зменшенню опору різанню.

#### 2.4.4. Еволюція дислокаційної структури покриття в умовах різання з високочастотними коливаннями інструменту

Пластична деформація при стружкоутворенні обумовлена девіаторною частиною поля напружень

$$\hat{\sigma}_d = \begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma \end{vmatrix}, \quad (2.89)$$

де  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$  – компоненти тензора напружень.

У загальному вигляді різні елементи структури покриття деформуються по-різному, але взаємозалежно. Рівняння в часткових похідних, якими описується принцип цілісності матеріалу – еліптичні, а деформаціями і напруженнями, що виникають в локальних досить віддалених від поверхні зонах покриття, на які діє сила, можна знехтувати. Оскільки фізико-механічні властивості покриттів змінюються в широкому діапазоні, то формування якої-небудь моделі деформації, прийнятної для усіх матеріалів за будь-яких умов, практично неможливе. Необхідно розробити окрему модель, яка добре описує поведінку покриттів квазікрихкого і крихкого матеріалів за заданих умов різання та експлуатації. В основу такої феноменологічної моделі покладемо допущення, що реакція елементарного об'єму покриття, в якості якої приймаються його деформації  $\epsilon_x, \dots, \epsilon_{xz}$  від дії зовнішніх чинників, повністю визначаються значеннями зовнішніх сил  $F$ , температури  $Q$ , а також еволюцією в часі  $t$ .

З врахуванням гетерогенності структури покриттів і для розділення причинних механізмів руйнування, у табл. 2.6 представлена загальна класифікація його можливих видів.

Розглядаючи еволюцію дислокаційної структури під впливом імпульсного навантаження, можна зробити висновок, що при певних амплітудних напруженнях є можливим зростання макротріщин в умовах плоскої деформації. В цьому випадку в зоні субкритичного збільшення макротріщини, яке відбувається по механізму нормального мікровідриву, перед макротріщиною формується комірчаста структура. Остання утворюється в інкубаційному періоді втомі ще до утворення макротріщини.

При можливій повзучості покриття швидкість руйнування лімітується швидкістю зростання пористого простору внаслідок конденсації вакансій в горлі пори. Градієнт дифузії вакансій з'являється внаслідок градієнта напружень перед порою. Руйнування між частинками і всередині частинок викликаються одними і тими ж процесами: дифузією вакансій до існуючих пор, розвитком пор в макротріщині і зростанням макротріщин за рахунок припливу нових вакансій. У

покриттях при руйнуванні всередині частинок на механізм збільшення пор великий вплив робить хімічна чистота сплаву, його мікроструктура і особливості ковзання. Домішки або яка-небудь недосконалість, накопичена на межах частинок, інтенсифікує розвиток пор.

Таблиця 2.6. Загальна класифікація видів руйнування покриттів\*

Класифікаційна ознака	Типи руйнування		
	I	II	III
за ступенем пластичності	крихке $U_0 = U_0^\sigma$	квазів'язке квазікрихке $U_0^\tau > U_0^\sigma$	в'язке $U_0 = U_0^\tau$
за характером навантаження	втомне	від повзучості	з активацією
за мікроструктурним чинником	транскристалічне	інтеркристалічне	змішаного типу
за макроструктурним чинником	між частинками	всередині частинок	комбіноване
за напруженим станом	з відривом	зсувом	–
за кінетикою процесу	стабільне	нестабільне	–
за характером деталізації	адгезійне	когезійне	змішаного типу

\*  $U_0^\sigma$  – енергія активації крихкого руйнування, що характеризується розривом міжатомних зв'язків;  $U_0^\tau$  – енергія активації в'язкого руйнування, що характеризується пластичною деформацією

Гальмування або прискорений розвиток макротріщин істотно залежать від характеру взаємодії їх фронту з дефектами структури матеріалу покриття.

Численні домішкові елементи у складі покриття, некогерентно пов'язані з металевою матрицею у вигляді сполучених перекладинами частинок, виконують роль бар'єрів для дислокацій і тому істотно впливають на процеси пластичної деформації. Оскільки включення у більшості випадків мають неметалеву природу і менший, ніж металева матриця, коефіцієнт термічного розширення, то біля них при формоутворенні і усадці покриття виникає термічні напруження. Це підтверджується накопиченням дислокацій (табл. 2.7), що експериментально виявлено методом травлення.

Ступінь деформації впливає на накопичення дислокацій біля включень. Особливо це проявляється на квазікрихких самофлюсівних газотермічних покриттях. Форма домішкових крапель в об'ємі окремих частинок покриття робить безпосередній вплив на інтенсивність зародження і поширення мікротріщин в них. Співвідношення  $K_B/K_M$  істотно зростає вже при відносній

деформації 1,25 % і для покриття СНГН–50 воно інтенсивніше через більшу кількість Cr, Si, В (в середньому на 10...20 %).

Таблиця 2.7. Концентрація дислокацій біля краплень

Покриття	Відносна деформація, %	Відносна кількість ямок травлення на площі 2500 мм <sup>2</sup>		Відношення $K_v/K_m$
		біля краплень $K_v$	у матриці $K_m$	
напилене порошком ПГ-СРЗ	0	14,2	3,6	3,9
	1,25	42,1	4,7	8,9
напилене порошком СНГН- 50	0	16,4	4,1	4,0
	1,25	48,2	6,3	7,6

На рис. 2.27 показані дислокаційні ямки травлення на прикладі самофлюсівного покриття ПГ-СРЗ, після деформації різного ступеня.

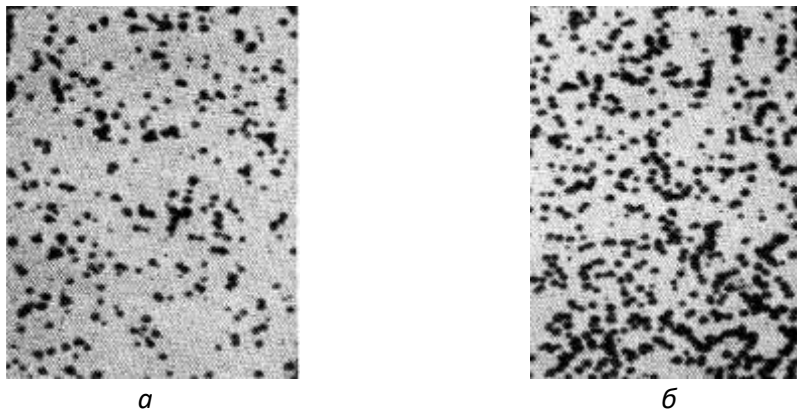


Рис. 2.27. Ямки травлення на частинках покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ при ступені деформації: а – 0 %; б – 1,25 %. ( $\times 10000$ ) (травильник 80 %  $H_3PO_4 + 13\% CrO_3 + 7\% H_2O$ )

Гальмування дислокацій на локальних перешкодах, якими є домішкові елементи, переважає над усіма іншими механізмами гальмування. Щільність включень зміцнюючої  $\gamma$ -фази, наприклад, в сплаві ПГ-СРЗ, складає в середньому  $(2,6-9,4) \cdot 10^8$  мм<sup>-2</sup> і вірогідність зустрічі дислокацій всередині смуги ковзання з таким бар'єром дуже висока. Ефективним бар'єром для дислокацій є межі частинок (багатокутові межі). Малі розорієнтації на межах частинок дислокації проходять або під дією накопичення дислокацій з іншої сторони межі ініціюються нові дислокації, або реалізується «естафетна» передача ковзання.

Розвиток пластичної деформації при різанні з примусовими коливаннями відбувається шляхом послідовного переміщення, закріплення і відриву дислокацій від бар'єрів для їх руху. Залежно від того, під яким кутом зсуву  $\beta_1$  відбувається руйнування покриття, можна розрізнити рух дислокацій всередині частинок, коли площина ковзання проходить через частинку, або розглядати рух дислокацій між частинками, коли площина ковзання проходить через зону між частинками. Таким чином, аномалії в дислокаційній структурі можуть викликатися флуктуаціями в неоднорідному розподілі бар'єрів і флуктуаціями напружень, за рахунок якої дислокації рухаються в площині ковзання. Нестабільність напружень, що діють на дислокації, обумовлена змінним характером сили різання, а флуктуації неоднорідного розподілу перешкод для руху дислокацій обумовлені хімічним складом матеріалу покриття. Першопричиною нестабільності сили при звичайному різанні також є неоднорідність хімічного складу оброблюваного матеріалу. Понизити такий вплив на стабільність обробки можна штучною стабілізацією положення різального інструменту в просторі за рахунок накладання на процес звичайного різання високочастотних гармонійних коливань.

Відкрита поверхня частинки покриття характеризується високим рівнем поверхневої енергії  $\gamma$ . Аналогічна відкрита поверхня може утворитися всередині частинки у вигляді внутрішньої пори. Відкрита поверхня, як енергетичний бар'єр, перешкоджає виходу дислокацій. Вони накопичуються біля відкритої поверхні і обумовлюють формування напружень протилежного знаку, що діє на джерело дислокацій. Тому для подальшого розвитку пластичної деформації необхідно або збільшувати навантаження на частинку для її можливого транскристалічного руйнування, або змінювати напрям дії сили різання по зоні між частинками для створення можливості інтеркристалічного руйнування. Це дозволяє зробити висновок, що дислокації, які скупчилися біля домішкових атомів всередині частинок, можуть привести до розтріскування останньою.

В процесі формоутворення покриття і на операціях механообробки деталей піддається термосиловому впливу. Остаточний розподіл напружено-деформованого стану і його кількісна оцінка обумовлюються конкретними механізмами пластичної деформації і крихкого руйнування. На різних етапах формування деталі з покриттям це може бути пластична деформація усадки (високотемпературна пластична деформація з негативною енергією Гіббса), пластична деформація стружкоутворення (низько- і високотемпературна пластична деформація при обробці) або крихке руйнування і пластична деформація поверхневого шару покриття при експлуатації. Кожному механізму

деформації властивий свій температурний діапазон. Деформаційне зміцнення при механічній обробці і експлуатації може відбуватися при низьких температурах  $Q \approx 0,1Q_{пл}$ , де  $Q_{пл}$  – температура плавлення матеріалу покриття. Механізми низькотемпературної пластичної деформації на атомному рівні реалізуються при  $Q \approx 0,5Q_{пл}$ , а високотемпературної – при  $Q \approx 0,9Q_{пл}$ . В останньому випадку можуть реалізуватися процеси динамічної рекристалізації.

Для виявлення закономірностей еволюції дислокаційної структури матеріалу покриття необхідно окремо розглянути зони всередині частинок і між частинками. При цьому відмінність звичайного різання від різання з примусовими високочастотними коливаннями, з позицій дислокаційної моделі, визначається різницею у швидкостях деформаційних процесів.

Середня швидкість руху дислокацій залежить від сили, що діє на одиницю її довжини, і від енергетичної довжини дислокації. Оскільки опір різанню при обробці з високочастотними коливаннями знижується, то сила, що діє на дислокацію, також буде меншою. Енергетична активність дислокацій під впливом акустичного опромінення зростає незалежно від того, який характер перешкод, що чинять опір їх руху. Енергетичний рівень дислокацій всередині часток і в зоні між частками буде різним, оскільки дефектність структури зони між частками значно вища, ніж самої частинки.

Рихла структура зони між частинками обумовлює менший опір руху дислокацій. При низьких напруженнях дислокації ковзають відносно повільно, із швидкістю  $\leq 10^{-7}$  см/хв. Збільшення напружень або енергетична активація призводять до підвищення швидкості руху дислокацій, хоча вона не може перевищити швидкість поширення пружної деформації. Накладання на процес різання високочастотних коливань призводить до ефекту швидкісного різання, коли пластична деформація локалізується в площині зсуву.

При різанні з високочастотними коливаннями швидкість деформації може досягати  $\geq 10^2$  с<sup>-1</sup>. В цьому випадку на швидкість руху дислокацій впливає електронна конфігурація кристалів в частинках і в зоні між частинками, а також фононне гальмування. При проходженні хвиль коливань через кристал в діючих площинах ковзання виникають змінні пружні напруження, що збуджують коливальний рух дислокацій. Дислокації, що коливаються, зустрічаються з тепловими фонами кристалічних ґраток і передають їм частину своєї енергії. Тому разом з силами опору ґраток дислокації сприймають дію сили фононного опору. У такій ситуації змінюється модуль пружності матеріалу. Ефективність гальмування дислокацій характеризується коефіцієнтом гальмування, що є зворотною величиною параметра рухливості дислокацій, який визначається швидкістю, з якою вони під впливом акустичної активації перерізують перешкоди або обходять їх. Таким чином, вплив акустичної енергії

активації на рух дислокацій проявляється в загальному підвищенні швидкості деформації при дії механічного навантаження. Особливо це проявляється в зоні між частинками, де смуги ковзання значно ширші і рихлість кристалічної структури покриття знижує гратчастий і фононний опір руху дислокацій.

Швидкість деформації в зоні між частинками, порівняно зі швидкістю деформації в середині частинки, істотно вища. Цьому значно сприяє акустична активація. Еволюція дислокаційної структури змінює механічні властивості покриття і істотно впливає на механіку процесу стружкоутворення.

#### **2.4.5. Сили різання при обробці покриттів з високочастотними коливаннями інструменту**

Істотні відмінності процесу стружкоутворення при вібромеханічному різанні газотермічних покриттів від процесу звичайного різання накладають відбиток на сили різання. При цьому зміна переднього кута контролює через коефіцієнт усадки стружки деформаційну характеристику стружкоутворення, а зміна швидкості різання відповідно контролює швидкість деформації.

Змінюється товщина стружки, що також впливає на сили різання і зміну вектору сил тертя на передній і задніх поверхнях інструменту.

Окрім згаданих чинників, високочастотні коливання інструменту впливають на дислокаційну структуру елементів покриття. Це змінює фізико-механічні властивості, наприклад, сприяє підвищенню пластичності, і активно впливає на опір матеріалу покриття різанню. В той же час, руйнування матеріалу реалізується раніше, ніж за умов статичного навантаження, з характерним проявом елементів втоми. Фізична природа цих явищ пов'язана, головним чином, з підвищенням рухливості дислокацій. Головною перевагою пластичної деформації покриття з накладанням примусових коливань є можливість деформації і руйнування крихких і дуже міцних матеріалів, які в звичайних умовах пластично не деформуються або деформуються дуже погано.

Інтенсифікація руху дислокацій у внутрішніх об'ємах частинок покриття і в зоні між частинками дозволяє понизити зусилля деформації.

Результати експериментальних досліджень сил різання при точінні самофлюсівних газополумених покриттів типу ПГ-СРЗ інструментом, оснащеним ПНТМ киборит, представлені у вигляді мультиплікативних моделей

$$P_z = \frac{t^{0,219} S^{0,288}}{v^{0,248}}, \quad (2.90)$$

$$P'_z = \frac{t^{0,165} S^{4,545}}{v^{3,119}} \quad (2.91)$$

$$P'_y = \frac{t^{0,263} S^{0,428}}{v^{0,439}} \quad (2.92)$$

$$P'_y = \frac{t^{0,078} S^{3,324}}{v^{2,359}} \quad (2.93)$$

де  $P_z, P_y, P'_z, P'_y$  – сили різання при звичайному і вібротехнічному точінні.

Залежності адекватні за умов: амплітуда і частота коливань  $A' = 5\text{--}10$  мкм;  $f = 18\text{--}20$  кГц; задній, передній кути, кут в плані інструменту, кут нахилу головної різальної кромки  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\varphi = 50^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$  відповідно; режими різання  $v = 0,5\text{--}1,1$  м/с,  $S = 0,05\text{--}0,15$  мм/об,  $t = 0,10\text{--}0,35$  мм.

Аналіз залежностей, представлених на рис. 2.28 показує, що вони мають монотонний характер як для звичайного, так і для вібротехнічного точіння. Зберігається закономірність зниження, складових сили різання при обробці з високочастотними коливаннями.

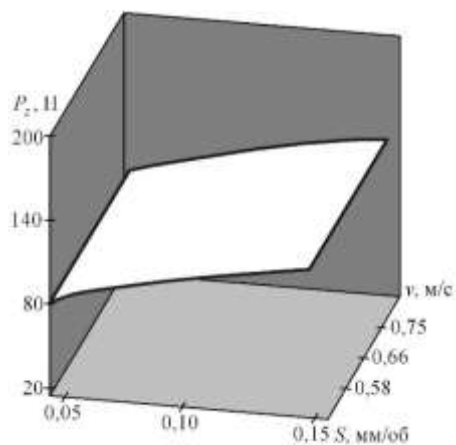
Для тангенціальної складової сили різання таке зниження складає 45...55 %, що пояснюється періодичною зміною швидкості різання за напрямком і величиною.

Пов'язана з цим періодична зміна напруженого стану матеріалу покриття обумовлює прояв ефекту Блага-Лангенекера, внаслідок чого пластичність матеріалу зростає в зв'язку з тим, що змінні напруження складаються з статичними і дислокації прискорюють свій рух, що дозволяє їм долати локальні перешкоди у вигляді сегрегацій легуючих елементів. Пластичність підвищується, а тангенціальна складова сили різання знижується.

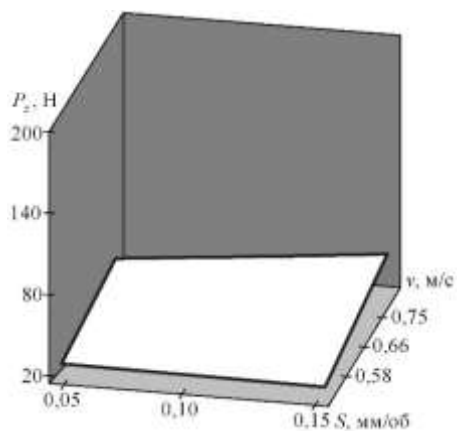
Найбільший вплив на силу  $P_z$  при звичайному точінні робить глибина різання, що повною мірою корелюється з результатами дослідження питомої енергоємності процесу стружкоутворення. Збільшення глибини різання в чотири рази (0,025...0,10 мм) призводить до підвищення сили  $P_z$  в 2,0...2,5 рази.

При вібротехнічному точінні вплив глибини різання мінімізується, а впливи подачі і швидкості різання на силу  $P_z$  менші порівняно із звичайним різанням. У зв'язку з тим, що коливальний рух призводить до відносно великих змін ширини зрізу при малих змінах товщини зрізу, радіальна складова сили різання  $P_y$  при вібротехнічному точінні порівняно із звичайним точінням знижується не так інтенсивно, як сила  $P_z$ .

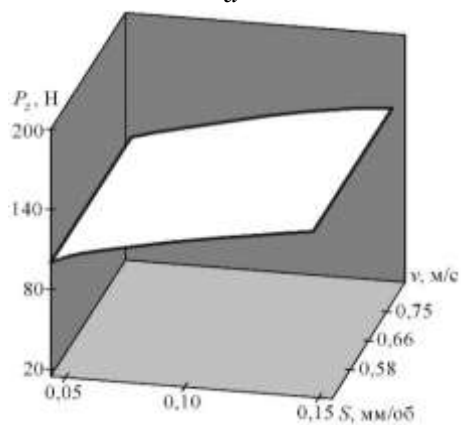
Таким чином, результати експериментальних досліджень сил різання підтверджують позитивні якості вібротехнічної обробки відносно енергетичних витрат на процес стружкоутворення: спрямованість дії інструменту на зону між частинками покриття; акустична активація дислокаційної структури матеріалу покриття; зниження коефіцієнтів усадки стружки і тертя.



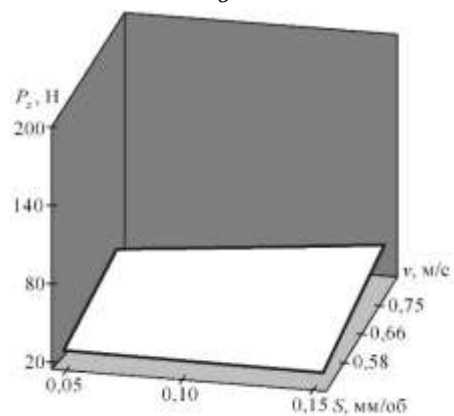
*a*



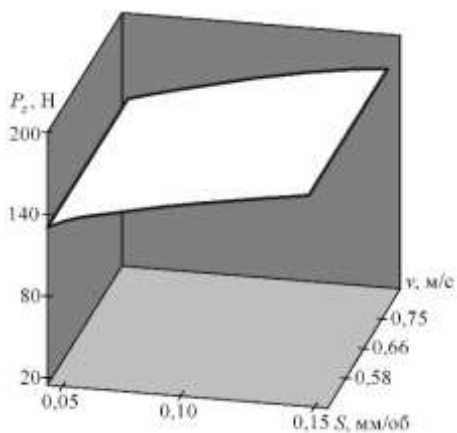
*б*



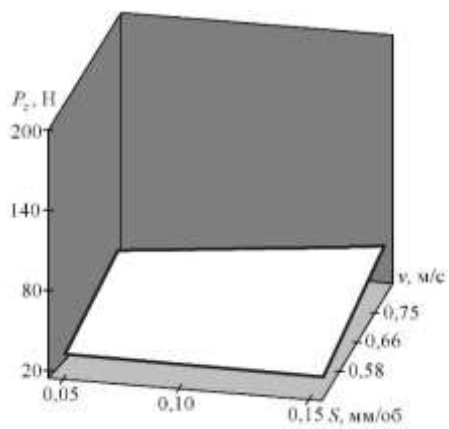
*в*



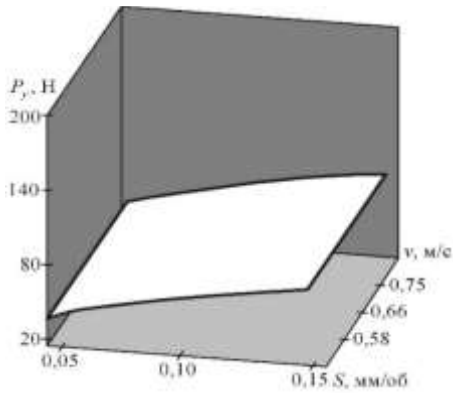
*г*



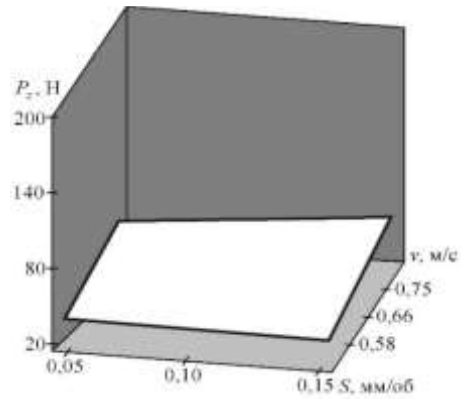
*д*



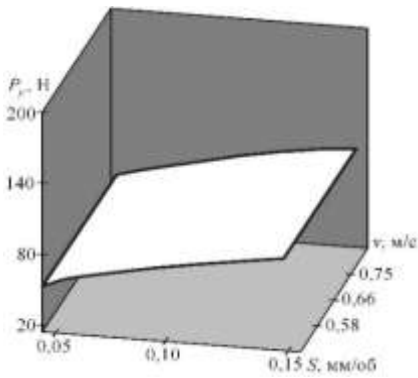
*е*



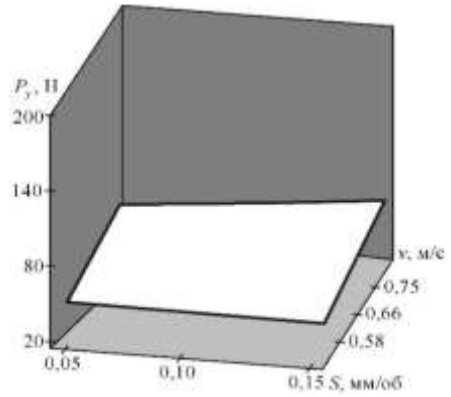
ж



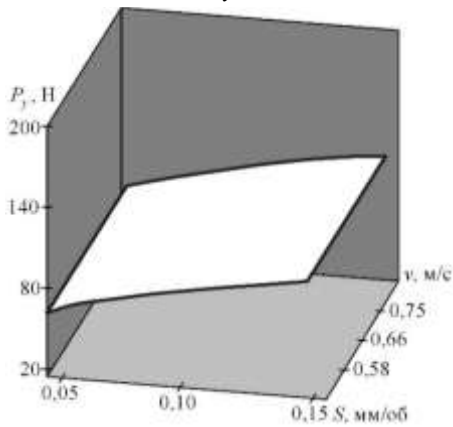
з



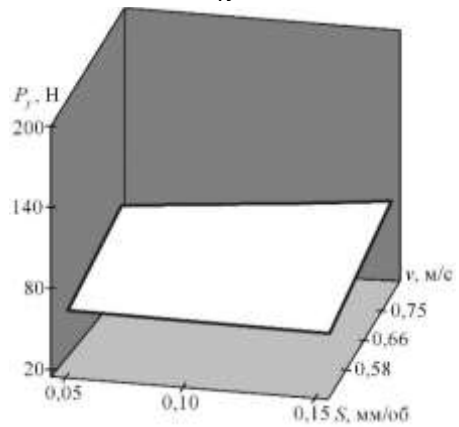
і



к



л



м

Рис. 2.28. Залежність тангенціальної (а–е) і радіальної (ж–м) складової сили різання  $P_z$  від подачі і швидкості різання: а, в, д, ж, і, л – при точінні інструментом з ПНТМ киборит; б, з, е – при віброточінні;  $t = 0,025$  (а, б, ж, з);  $0,05$  (в, з, і, л);  $0,10$  (д, е, л, м) мм

## РОЗДІЛ 3

### ТЕПЛОФІЗИКА ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ ПОКРИТТІВ

В процесі різання здійснюються роботи пружною і пластичною деформаціями, тертя на передній і задній поверхнях інструменту, диспергування, і практично уся механічна енергія переходить в теплову.

Температура в зоні різання визначає працездатність інструменту, обмежує умови обробки і робить значний вплив на формування стану поверхневого шару виробів. Оцінка цього показника і вивчення його залежності від різних чинників процесу точіння представляє значний науковий і практичний інтерес.

#### 3.1. Температура різання при точінні наплавлених покриттів

Кількість теплоти в зоні різання є однією з головних фізичних характеристик процесу обробки будь-якого матеріалу, оскільки від неї залежать оптимальна швидкість різання і стійкість різального інструменту, продуктивність процесу і собівартість обробки. Велике значення мають теплові явища і при обробці наплавлених покриттів. Из-за наявності різного виду дефектів в покритті і зоні сплаву з основним металом деталі кількість теплоти, що виділилася в зоні різання, є змінним в кожен момент часу, а тепловий фронт частенько має хаотичний характер. Наявність в наплавленому покритті таких дефектів, як пори і тріщини, призводить до освіти при різанні додаткових концентратів тепла, що перешкоджають формуванню теплообміну, що встановився, з інструментом і довкіллям. Різання наплавлених матеріалів супроводжується випадковою зміною теплових потоків на контактних ділянках різального інструменту, що інтенсифікує його зношування.

Утворення теплоти при різанні металів пов'язане з внутрішнім тертям між частинками матеріалу в процесі його деформації, зовнішнім тертям стружки об передню поверхню інструменту, зовнішнім тертям задніх поверхонь інструменту з оброблюваним виробом по поверхні різання, утворенням нової поверхні в зоні різання, рухом дислокацій в матеріалі, що деформується, протіканням хімічних реакцій на контактних поверхнях інструменту.

При обробці наплавлених покриттів додатковою причиною утворення тепла є внутрішнє тертя між дефектними частинками в покритті.

Кількість теплоти, що виділилася при різанні в одиницю часу, приблизно може бути визначена за формулою:

$$\Theta = \frac{A}{E} = \frac{P_z v}{4200}, \quad (3.1)$$

де  $\Theta$  – кількість теплоти в одиницю часу, ккал/хв;  $A$  – робота різання, Джоуля/хв;  $E$  – механічний еквівалент теплоти, Джоуль/ккал.

Приблизно рівняння теплового балансу при різанні визначається як:

$$\Theta = \Theta_{\text{пд}} + \Theta_{\text{тп}} + \Theta_{\text{тз}} + \Theta_{\text{с}} + \Theta_{\text{дет}} + \Theta_{\text{и}} + \Theta_{\text{ср}}, \quad (3.2)$$

де  $\Theta_{\text{пд}}$  – кількість теплоти, що виділилася при деформації;  $\Theta_{\text{тп}}$  – кількість теплоти, що виділилася при терті на передній поверхні інструменту;  $\Theta_{\text{тз}}$  – кількість теплоти, що виділяється при терті на задніх поверхнях інструменту;  $\Theta_{\text{с}}$  – кількість теплоти, що переходить в стружку;  $\Theta_{\text{дет}}$  – кількість теплоти, що переходить в оброблювану деталь;  $\Theta_{\text{и}}$  – кількість теплоти, що переходить в інструмент;  $\Theta_{\text{ср}}$  – кількість теплоти, що йде в довкілля.

Кількістю теплоти, що виділяється від інших, не представлених вище джерел можна нехтувати у зв'язку з її незначною кількістю.

Співвідношення міжкладами складових рівняння теплового балансу залежить від багатьох чинників, основними з яких при обробці наплавлених покриттів є вид операції, хімічний склад і властивості матеріалу інструменту і властивості покриття, умови обробки, геометричні параметри інструменту, вид наплавлення, що оточує зону різання середовище, степінь зносу різального інструменту та ін.

Точний аналітичний аналіз теплових явищ при обробці матеріалів різанням ускладнений із-за необхідності розгляду безлічі взаємозалежних параметрів, які пов'язані з найрізноманітнішими явищами, супроводжуваними процес обробки.

Так, із-за присутності в наплавленому покритті і зоні сплаву з основним металом деталі безлічі різних дефектів, теплові потоки в зоні обробки є нестационарними. Тому для оцінки температури різання і температур в різальному інструменті і оброблюваному виробі, користуються емпіричними залежностями, отриманими при обробці деталі з конкретного матеріалу в певних умовах, або застосовують експериментальні методи – калориметричний, кольорів мінливості, термофарб, люмінесцентних фарб, напилених плівок, термопар, оптичний, та ін.

Експериментальне визначення температури різання і теплового поля в інструменті при точінні наплавлених покриттів інструментом з ПНТМ композит 10 ( $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_0 = 0^\circ$ ;  $\varphi_1 = 15$ ;  $\lambda = 0$ ;  $l_f = 0,3$  мм) проводилося з використанням штучної хромель-алюмелевої термопари, вбудованої в різець (рис. 3.1). При точінні різцем з твердого сплаву ( $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_1 = 0^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_0 = 0^\circ$ ;  $\varphi_1 = 15$ ;  $\lambda = 0$ ;  $l_f = 0,3$  мм) застосовувалися методи штучної і природної термопари.

Температурні градієнти ( $\text{grad}Q = \Delta Q / \Delta l$ , де  $\Delta Q$  – різниця температур на ділянці заготовки інструменту завдовжки  $\Delta l$ ) в інструменті з ПНТМ композит 10 істотно залежать від температури, при якій вони вимірювалися (табл. 3.1). Це

необхідно враховувати при визначенні температури в інструменті по встановленому градієнту екстраполяцією у будь-яку його точку.

Оскільки при вказаній швидкості різання довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця приблизно дорівнює довжині контакту задньої поверхні різця із заготовкою (0,3 мм), можна прийняти, що тепловий потік в різець поступає від точкового джерела і поширюється на всіх напрямках з однаковою інтенсивністю. За даних умов обробки максимальна температура спостерігається на передній поверхні різця на віддаленні від вершини, що відповідає половині довжини контакту.

З урахуванням отриманих величин градієнтів температури, на рис. 3.2 представлені температурні поля в різці з ПСТМ при чистовому точінні матеріалів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА і П-Нп-10Х14Т.

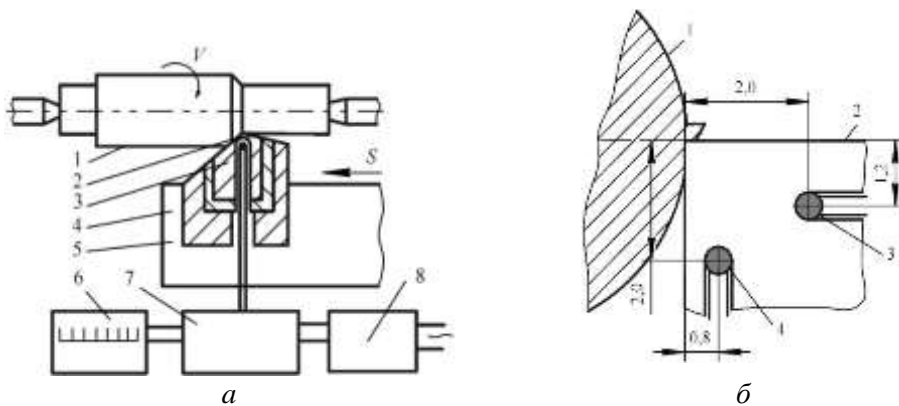


Рис. 3.1. Схема виміру температури (а) і установка термопар в різці з ПНТМ (б): 1 – деталь; 2 – різальна пластина; 3, 4 – термопари; 5 – різцетримач; 6 – двокоординатний міліамперметр; 7 – підсилювач постійного струму; 8 – джерело живлення

Таблиця 3.1. Температурні градієнти в інструменті з ПНТМ композит 10 при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА і ПП-Нп-10Х14Т

Інтервал температур, °С						
500...600	600...700	700...800	800...900	900...1000	1000...1100	до 1200
Температурні градієнти, град/мм						
140	150	170	200	240	290	360

Теплопровідність ПНТМ на основі КНБ забезпечує відведення теплоти в масу інструменту, особливо з боку задньої поверхні, оскільки інтенсивність теплоутворення на майданчику контакту «різець-деталь» при чистовому точінні

висока із-за великих контактних навантажень. Необхідно також відмітити, що низький коефіцієнт тертя між ПНТМ і наплавленим покриттям обумовлює менше теплоутворення на контактних поверхнях, чим те, що має місце при використанні різців з твердих сплавів.

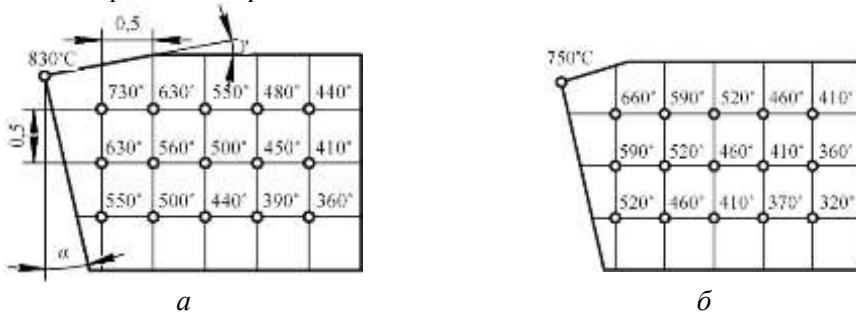


Рис. 3.2. Температурні поля в різці з ПНТМ при точінні ( $v = 1,8$  м/с;  $S = 0,14$  мм/об;  $t = 0,3$  мм;  $h_z = 0,3$  мм) покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-10Х14Т (а) і Нп-30ХГСА (б)

Вказане визначає відмінності у впливі швидкості різання на температуру різання при чистовому точінні наплавлених покриттів інструментами з твердим сплавом Т15К6 і ПНТМ композит 10 [19]. Так, при точінні зі швидкостями різання 0,2...2,5 м/с покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА і ПП-Нп-10Х14Т, температура різання для різців з твердого сплаву на 20...30 % вище, ніж для інструментів з ПНТМ (рис. 3.3).

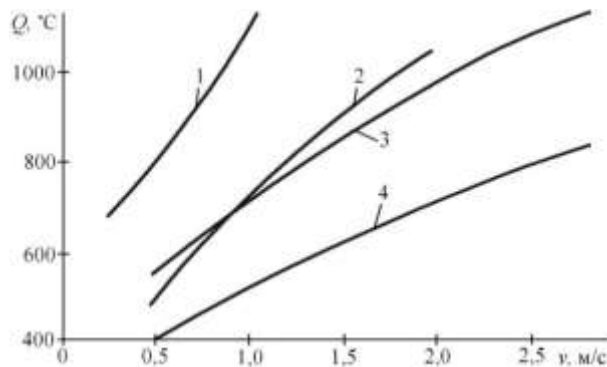


Рис. 3.3. Вплив швидкості різання на температуру різання при точінні ( $S = 0,14$  мм/об;  $t = 0,3$  мм;  $h_z = 0,3$  мм) покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-10Х14Т (1, 3) і Нп-30ХГСА (2, 4), різцями з твердим сплавом Т15К6 (1, 2), ПНТМ композит 10 (3, 4)

Як видно, величина температури різання залежить від параметрів оброблюваного матеріалу, передусім, від його механічних характеристик. Так, при

точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, величина температури різання зростає зі збільшенням швидкості різання в значно більшому ступені, ніж при точінні м'якшого матеріалу, наплавленого дротом Нп-30ХГСА. При цьому температура різання істотніше зростає зі збільшенням швидкості різання при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6, що обумовлює їх інтенсивне зношування при обробці покриттів.

При точінні наплавлених матеріалів з низькими швидкостями різання  $v < 0,5$  м/с, утворюється стружка сколювання, довжина контакту якої з передньою поверхнею різця невелика. Підвищення швидкості різання призводить до утворення елементної і навіть зливної стружки невеликої довжини. Довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструменту збільшується, що сприяє зростанню температури на контактній ділянці стружки з інструментом. У той же час, збільшення довжини контакту стружки з інструментом істотно інтенсифікує вплив неоднорідності наплавленого матеріалу на зміну температури різання.

Обробка наплавлених покриттів високої твердості різцями з ПНТМ на основі КНБ зі швидкостями різання  $v > 3$  м/с, супроводжується виникненням високої температури різання, при якій стружка розігрівається до такої ступені, що при великому зносі різця вона оплавляється, тобто температура різання досягає температури плавлення покриття.

Збільшення швидкості різання при точінні наплавлених покриттів високої твердості різцями з ПНТМ композит 10 призводить до структурних змін в матеріалі стружки і її подовження, тобто спостерігається негативна усадка стружки.

Залежність середньої температури різання від швидкості різання може бути представлена вираженням виду:

$$Q = C_{Qv} v^{v_Q} . \quad (3.3)$$

Значення показників ступені  $v_Q$  і коефіцієнтів  $C_{Qv}$  для ряду покриттів, наплавлених дротами і стрічкою, зведені в табл. 3.2.

*Таблиця 3.2. Величини коефіцієнтів в залежностях (3.3–3.7) для чистового точіння наплавлених покриттів різцями з ПНТМ композит 10*

Покриття, наплавлене	$C_{Qi}$	$v_Q$	$S_Q$	$t_Q$	$h_Q$	$H_Q$
дротом Нп-30ХГСА	643,6	0,31	0,13	0,07	0,14	0,18
дротом Нп-12Х18ХН9Т	664,2	0,45	0,16	0,09	0,18	0,28
дротом ПП-Нп-25Х5ФМС	799,2	0,42	0,14	0,09	0,17	0,20
дротом ПП-Нп-10Х14Т	617,4	0,42	0,15	0,08	0,16	0,22
дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ	528,5	0,50	0,16	0,10	0,19	0,26
дротом ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	698,3	0,46	0,15	0,09	0,17	0,21
стрічкою Нл-65Г	596,2	0,44	0,15	0,08	0,16	0,24

При чистовій обробці наплавлених покриттів різцями з твердого сплаву і з ПНТМ на основі КНБ вплив подачі і глибини різання на температуру різання аналогічно їх впливу при точінні однорідних матеріалів, але змінні навантаження, що мають місце при обробці покриттів, призводять до циклічної дії температури і інтенсифікації термовтомного зношування різального інструменту.

Вплив подачі і глибини різання на температуру різання при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-10Х14Т і Нп-30ХГСА, різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 представлено на рис. 3.4. Видно, що степінь впливу подачі і глибини різання на температуру різання менша, ніж вплив швидкості різання. Зі збільшенням подачі зростає тиск стружки на різець, а разом з ним збільшується робота деформація. При цьому усадка стружки і питома робота різання знижуються.

Коефіцієнт тертя на задній поверхні різця зі збільшенням подачі змінюється мало, оскільки довжина ділянки радіусу інструменту або зачистного леза завжди більше подачі. Тому кількість теплоти, що формується в зоні різання, збільшується порівняно у меншій степені, ніж подачі. В той же час, зі збільшенням товщини стружки зростає довжина контакту стружки з передньою поверхнею, що призводить до поліпшення тепловідводу в різець. Таким чином, зі збільшенням подачі при точінні наплавлених покриттів різцями з твердого сплаву і з ПНТМ температура різання збільшується, але в значно меншій степені, ніж зі збільшенням швидкості різання. Тому величину подачі при чистовій обробці покриттів слід вибирати максимальній з умови забезпечення необхідної шорсткості поверхні обробленої деталі.

Залежність температури різання від подачі при чистовому точінні наплавлених покриттів може бути представлена виразом виду

$$Q = C_{Q_s} S^{S_e} . \quad (3.4)$$

Величини коефіцієнтів в залежності (3.4) представлені в таблиці 3.2.

Глибина різання робить ще менший вплив на температуру різання, оскільки пропорційно збільшенню глибини різання збільшуються довжина різальних кромek, що беруть участь в роботі різання, тепловідвід в різець.

Залежність температури різання від глибини різання при чистовому точінні наплавлених покриттів може бути представлена виразом виду

$$Q = C_{Q_l} t^{t_e} . \quad (3.5)$$

Величини коефіцієнтів в залежності (3.5) зведені в таблиці 3.2.

Треба мати на увазі, що збільшення подачі і глибини різання при обробці неоднорідних матеріалів призводить до значних змін сили різання і прискореного зношування різального інструменту.

Таким чином, як і при точінні однорідних матеріалів, збільшення швидкості різання при точінні наплавлених покриттів робить найбільший вплив на температуру різання, що і обмежує режими різання.

Знос інструменту також робить вплив на температуру різання при точінні наплавлених покриттів, що викликано як збільшенням сил тертя на задніх поверхнях різця, так і збільшенням ступені деформації стружки в процесі різання (рис. 3.5). При цьому знос різців по-різному впливає на температуру різання при точінні різних наплавлених покриттів. Зі збільшенням твердості покриття знос інструменту більшою мірою впливає на температуру різання, що пов'язано зі збільшенням питомої роботи різання.

Залежність температури різання від ширини фаски зносу інструменту по задній поверхні при чистовому точінні наплавлених покриттів може бути представлена виразом виду

$$Q = C_{Q_i} h_i^{h_0} \quad (3.6)$$

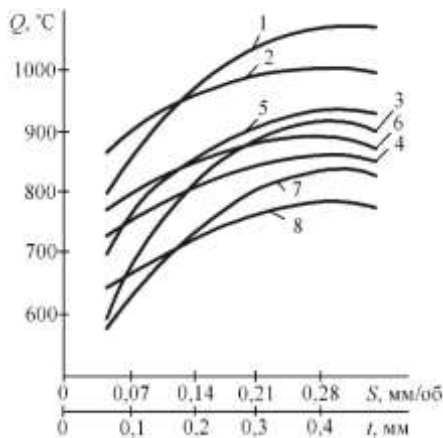


Рис. 3.4. Вплив подачі  $S$  (1, 3, 5, 7) і глибини різання  $t$  (2, 4, 6, 8) на температуру різання при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-10Х14Т (52 HRC) (1, 2, 5, 6) і Нп-30ХГСА (35 HRC) (3, 4, 7, 8), різцями з твердого сплаву Т15К6 (1–4) ( $v = 0,8$  і  $1,2$  м/с), ПНТМ композит 10 (5–8) ( $v = 1,8$  і  $2,3$  м/с)

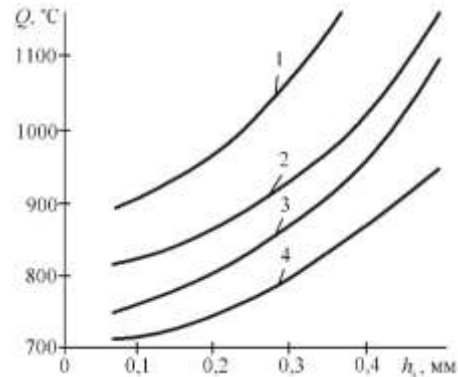


Рис. 3.5. Вплив зносу різця з твердого сплаву Т15К6 (1, 3) ( $v = 0,8$  і  $1,2$  м/с;  $S = 0,14$  мм/об;  $t = 0,3$  мм), ПНТМ композит 10 (2, 4) ( $v = 1,8$  і  $2,3$  м/с;  $S = 0,14$  мм/об;  $t = 0,3$  мм) по задній поверхні на температуру різання при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-10Х14Т (1, 2), Нп-30ХГСА (3, 4)

Величини коефіцієнтів в залежності (3.6) приведені в табл. 3.2.

Зі збільшенням твердості напавленого покриття при точінні будь-якими інструментами зростають сили різання, вплив неоднорідності напавленого матеріалу на показники процесу різання проявляється більшою мірою,

збільшується робота стружкоутворення і питома робота різання, що зрештою обумовлює збільшення температури різання, і її вплив на стійкість інструменту. На рис. 3.6 показаний вплив твердості покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, на температуру різання при чистовому точінні різцям з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10.

Залежність температури різання від твердості наплавленого покриття при чистовому точінні може бути представлена виразом виду

$$Q = C_{Q_H} H^{H_Q} \quad (3.7)$$

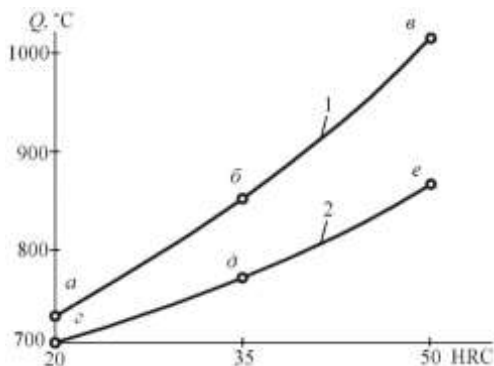


Рис. 3.6. Вплив твердості покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, на температуру різання при чистовому точінні ( $S = 0,14$  мм/об;  $t = 0,3$  мм;  $h_3 = 0,3$  мм) різцями з твердого сплаву Т15К6 (1) і з ПНТМ композит 10 (2) при швидкостях різання: а – 1,5; б – 1,2; в – 0,8; з – 3, 0; д – 2,3; е – 1,8 м/с

Величини коефіцієнтів в залежності (3.7) приведені в таблиці 3.2.

При точінні матеріалів, наплавлених жароміцними сплавами, що мають менший коефіцієнт теплопровідності, слід чекати підвищення температури різання і її великих змін навіть при малій твердості покриттів.

Виконаний комплекс досліджень дозволяє зробити висновок що, при точінні наплавлених покриттів при виборі оптимальної швидкості різання необхідно враховувати характеристики неоднорідності наплавленого матеріалу, які роблять істотний вплив на температуру різання і її зміну, що зрештою визначає стійкість різального інструменту. Залежність температури різання від ступені неоднорідності наплавленого покриття при його чистовому точінні може бути представлена виразом виду

$$Q = C_{Q_K} K_Q \quad (3.8)$$

Загальна залежність температури різання від розглянутих параметрів процесу різання виражається емпіричною залежністю

$$Q = C_Q v^{v_Q} S^{S_Q} t^{t_Q} h_3^{h_Q} H^{H_Q} K_Q \quad (3.9)$$

Звасосування газоподібних середовищ і розпорошених ЗОТС проявляють стабілізуючу дію на термоелектрорушійну силу (ТЕРС), яка при різанні неоднорідних наплавлених покриттів змінюється у великому діапазоні та обумовлює термоциклічну дію на різальний інструмент. В результаті застосування індустріального мастила величина зміни ТЕРС при чистовому точінні покриття, наплавленого порошковим дротом ПП-Нп-10Х14Т, різцями з ПНТМ на основі КНБ зменшується в 1,5...2,0 раз порівняно з різанням «насухо», що сприяє підвищенню стійкості інструмента.

## **3.2. Температура різання при точінні напилених покриттів**

### **3.2.1. Точіння покриттів з кристалічною структурою**

Аналогічно обробці наплавлених покриттів, визначення температури різання при обробці газополумєневих покриттів інструментом з ПНТМ на основі КНБ вимагає застосування штучних термопар.

При цьому треба враховувати, що в практично використовуваному діапазоні режимів обробки температура в зоні різання напилених покриттів твердістю 55...60 HRC перевищує 1000 °С.

Точний безпосередній вимір температури скрутний і цим способом, оскільки з'являються труднощі в підведенні вимірювальних засобів можливо ближче до робочих поверхонь інструменту. Із-за невеликих розмірів різальної пластини з ПНТМ, високих механічних властивостей інструментального матеріалу процеси виготовлення отворів і подальше закладення в них термопар є дуже трудомісткими. Тому з'являється необхідність дослідження такого методу визначення температури різання, який був би доступніший і в той же час досить достовірніший.

Враховуючи, що при точінні масивними різцями період нестационарного теплообміну виявляється невеликим, теплові потоки, що йдуть через поверхні контакту «різець-виріб-стружка», швидко стабілізуються і температура контактних поверхонь надалі змінюється незначно, можна обмежитися моделюванням явища тільки при стаціонарній теплопровідності, не торкаючись зміни температурних полів в часі. Викладені міркування дозволяють визначити температуру різання за результатами екстраполяції на вершину різця температур нагріву в двох точках, експериментально отриманим за допомогою хромель-копелевих термопар в місцях їх контакту з опорною поверхнею різальної пластини (рис. 3.7). Результати вимірів представлені в таблиці 3.3.

Враховуючи, що вимір температури робився при процесі різання, що встановився, завдання визначення температури на вершині інструменту (точка А) зводилося до стаціонарного виду. Для її визначення використали припущення про те, що зміна температури по напрямку від точки А до точок 1 і 2 підкоряється

лінійному закону, тобто значення температури у будь-якій точці по цих напрямках визначається рішенням одновимірної задачі теплопровідності

$$\frac{dQ}{dx} = 0, \quad (3.10)$$

де  $x$  – поточна координата за наступних крайових умов:

$$\left. \begin{array}{l} x=0 \quad Q=Q_p \\ x=l_1 \quad Q=Q_1 \end{array} \right\} \text{– по напрямку від точки } A \text{ до точки } 1,$$

$$\left. \begin{array}{l} x=0 \quad Q=Q_p \\ x=l_2 \quad Q=Q_2 \end{array} \right\} \text{– по напрямку від точки } A \text{ до точки } 2.$$

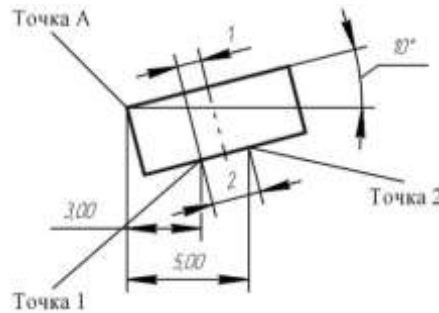


Рис. 3.7. Схема виміру температури на опорній поверхні різальної пластини з ПНТМ

Рішення рівняння (3.10) має вид

$$Q(x) = C_1 x + C_2. \quad (3.11)$$

Для знаходження коефіцієнтів  $C_1$  і  $C_2$  вирішуємо дві системи рівнянь

$$\begin{cases} Q_p = Q_1 \\ Q_1 = C_1 l_1 - C_2 \end{cases} \quad \text{і} \quad \begin{cases} Q_p = Q_2 \\ Q_2 = C_1 l_2 - C_2 \end{cases},$$

де  $Q_p$  – температура в точці  $A$ .

Для першої системи рівнянь рішення

$$C_1 = \frac{Q_1 - Q_p}{l_1}; C_2 = Q_p \quad (3.12)$$

для другої

$$C_1 = \frac{Q_2 - Q_p}{l_2}; C_2 = Q_p. \quad (3.13)$$

Отже, значення температур у будь-якій точці для даних напрямів  $A-1$  і  $A-2$  визначається виразами

$$Q_x^{(1)} = \frac{Q_1 - Q_p}{l_1} x + Q_p, \quad (3.14)$$

$$Q_x^{(2)} = \frac{Q_2 - Q_p}{l_2} x + Q_p \cdot \quad (3.15)$$

Оскільки в точці  $A$   $Q_x^{(1)} = Q_x^{(2)}$ , приймаємо їх рівними в точці  $x = l_1$ :

$$Q_1 = \frac{Q_2 - Q_p}{l_2} l_1 + Q_p \cdot \quad (3.16)$$

З рівняння (3.16) температура в зоні різання визначається як

$$Q_p = \frac{Q_1 l_2 - Q_2 l_1}{l_2 - l_1} \cdot \quad (3.17)$$

Розрахункові значення температури в зоні різання приведені в таблиці 3.3.

За результатами досліджень представлені графіки залежностей температури різання від швидкості різання, подачі і величини зносу інструменту по задній поверхні (рис. 3.8) [14].

У загальному випадку, із зростанням швидкості різання зміна температури на вершині інструменту носить екстремальний характер. При точінні гострим різцем із швидкістю різання 2,0...2,5 м/с спостерігається максимальна температура (до 1120 °С). При збільшенні швидкості різання в 3 рази (від 0,5 до 1,67 м/с) температура на вершині різця підвищується в 2 рази. Температура, що відповідає оптимальній швидкості різання, складає 870...900 °С.

Зміна подачі в шість разів (від 0,05 до 0,3 мм/об) призводить до збільшення температури на вершині інструменту на 11 %. Зі збільшенням зносу інструменту по задній поверхні  $h_3$  температура на його вершині зростає і при повністю зношеному інструменті досягає 1140...1150 °С.

За результатами температурних досліджень можна було б припустити, що при точінні гострим різцем обробку можна вести зі швидкостями різання більше 2,5 м/с, проте при швидкості різання більше 1,3 м/с процес обробки супроводжується інтенсифікацією зносу інструменту (рис. 3.9).

*Таблиця 3.3. Результати виміру і розрахунку температури при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, інструментом з ПНТМ киборит*

Умови різання			Температура, °С		
$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$h_3$ , мм	Точка 1	Точка 2	Точка $A$
0,5	0,1	0,1	500	479	558
1,0			625	562	799
1,67			958	917	1071
2,17			978	927	1120
2,98			936	920	980
					937
1,67	0,05	0,1	947	908	1055
	0,08		958	917	1071
	0,1				

	0,2		979	938	1092
	0,3		1000	958	1116
1,67	0,1	0,15	968	927	1081
		0,25	1000	970	1083
		0,3	1041	1021	1096
		0,4	1083	1062	1141

Отримані дані можуть бути пояснені таким чином. Температура різання складається з трьох основних складових: температури від пластичної деформації в зоні стружкоутворення  $Q_{\text{пл}}$ , від тертя стружки по передній поверхні інструменту і в зоні вторинної пластичної деформації  $Q_{\text{тп}}$  і від тертя по задній поверхні  $Q_{\text{тз}}$ .

$$Q = Q_{\text{пл}} + Q_{\text{тп}} + Q_{\text{тз}} \quad (3.18)$$

Із зростанням швидкості різання температура  $Q_{\text{пл}}$  спочатку збільшується, а потім знижується. Це пояснюється відсутністю або несуттєвістю впливу швидкості різання на напруження в площині зсуву, а також значним зниженням напружень на передній поверхні інструменту і збільшенням кута зсуву. Ймовірно, перша складова температури різання в залежності (3.18) тісніше, ніж друга і третя, залежить від швидкості різання, в зв'язку, з чим зниження температури  $Q_{\text{пл}}$  в діапазоні швидкостей різання 2...3 м/с не компенсується збільшенням температур  $Q_{\text{тп}}$  і  $Q_{\text{тз}}$  і, починаючи з певної швидкості різання, відбувається зниження температури різання. Вказаний ефект пов'язаний, швидше за все, зі змінами, що відбуваються із структурою, механічними властивостями оброблюваного матеріалу на ділянках контакту з інструментом із зростанням швидкості деформації матеріалу.

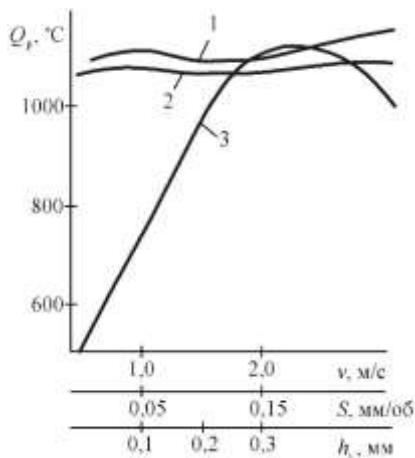


Рис. 3.8. Залежність температури на вершині різця з ПНТМ киборит при

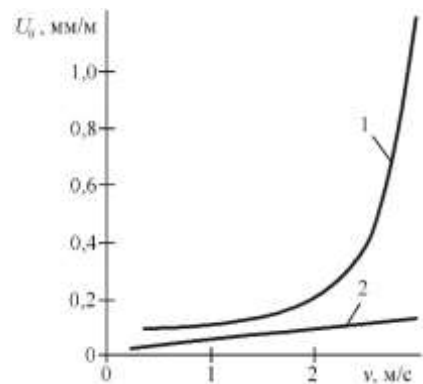


Рис. 3.9. Залежність інтенсивності зносу різця з ПНТМ киборит від швидкості різання при точінні

*точінні покриття, напиленого порошком  
ПГ-10Н-01, від умов різання:  
1 – швидкості різання ( $S = 0,1$  мм/об;  
 $h_2 = 0,1$  мм); 2 – подачі ( $v = 1,67$  м/с;  
 $h_3 = 0,1$  мм); 3 – зносу інструменту  
( $v = 1,67$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об)*

*покриття, напиленого порошком  
ПГ-10Н-01: 1 – період початкового  
зносу; 2 – період нормального зносу*

Залежність  $Q = f(v)$ , в деякій степені, є підтвердженням температурної залежності з відомого патенту Заломона. Зниження температури різання при збільшенні швидкості різання можливо при зменшенні коефіцієнта тертя на передній поверхні інструменту до величин  $0,01 \dots 0,10$ , що, враховуючи приведені [20] результати, є цілком вірогідним при обробці покриттів різцями з ПНТМ киборит.

Підтвердженням відміченого є результати, отримані методом комплексного термічного аналізу оброблюваного матеріалу (рис. 3.10). Розгляд кривої ТГ, маси зразка, що показує зміну, при збільшенні температури, дозволяє зробити висновок, що при нагріві на повітрі відбувається постійне окислення матеріалу покриття. Причому, для конкретного випадку (покриття ПГ-10Н-01) маса зразка при нагріві до  $1000$  °С збільшується на  $20$  %. Надалі із зростанням температури окислення зразків відбувається з меншою інтенсивністю, що пов'язано з утворенням щільного суцільного шару оксидів, що перешкоджають проникненню кисню повітря до поверхні зразка. Інтенсивність окислення продовжує знижуватися аж до температури, що відповідає плавленню досліджуваного матеріалу.

Враховуючи результати досліджень механізму взаємодії технологічних середовищ на процес різання, наприклад [21], можна зробити висновок, що контакт інструменту із стружкою і деталлю не є суцільним, внаслідок чого на контактні ділянки інструменту проникає кисень повітря, викликаючи окислення інструментального і ювенільних поверхонь оброблюваного матеріалів. Тертя на окремих контактних ділянках здійснюється між окисленими поверхнями, внаслідок чого мінімізуються адгезійні явища, взаємодія відбувається через шари вторинних структур, насичених киснем, і температура від тертя на контактних поверхнях знижується.

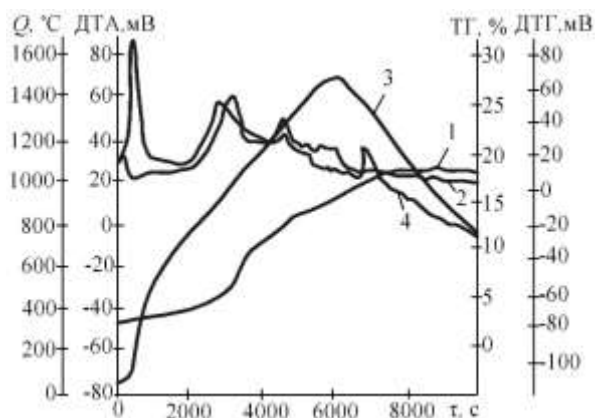


Рис. 3.10. Результати комплексного термічного аналізу ДТА-ДТГ-ТГ зразків покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01: 1 – ТГ; 2 – ДТА; 3 – Т; 4 – ДТГ

Досягнувши певної швидкості різання (в даному випадку  $v = 2,17$  м/с) температура від тертя на передній поверхні  $Q_{\text{тп}}$  збільшується менш інтенсивно, чим при терті неокислених поверхонь. При тому, як відзначалося раніше, сумарна температура залежності (3.18), тобто  $Q_{\text{пл}} + Q_{\text{тп}}$  знижується із-за зменшення першою і другою складових або у зв'язку з тим, що інтенсивність збільшення температури  $Q_{\text{тп}}$  не компенсує зниження температури  $Q_{\text{пл}}$ . Зі збільшенням зносу інструменту така картина не спостерігається, ймовірно, у зв'язку з тим, що збільшується потік тепла (температура  $Q_{\text{тз}}$ ) з боку задньої поверхні, який був мінімальний для випадку обробки гострим інструментом.

### 3.2.2. Точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою

Під дією тиску, пластичної деформації, імпульсного навантаження, температури структура покриттів з аморфною і аморфно-кристалічною структурою трансформується, що призводить до зміни їх фізико-механічних властивостей. Необхідність збереження початкової структури при обробці таких покриттів є основним чинником, що обмежує технологічні можливості обробки.

#### 3.2.2.1. Теплофізичний аналіз процесу точіння покриттів

Аморфно-кристалічна структура напилених покриттів містять складові з різними теплофізичними властивостями – пори, кристалічні вклучення в аморфній матриці, оксиди, шлаки та ін., характер розташування яких є випадковим (див. розд. 1). Враховуючи, що фронт теплового поля при обробці покриттів поширюється по фазах з високою теплопровідністю, крива, що огинає тепловий фронт матиме складний характер та належить до категорії фрактальних кривих.

Теплопровідність при поширенні тепла у фрактальних середовищах описується диференціальним рівнянням в дробових просторових похідних, рішення якого передбачає попередню оцінку величини фрактальної розмірності фронту теплового поля  $D_f$

$$\frac{\partial Q(x, \tau)}{\partial \tau} = \omega \cdot \partial^{1+\nu} \cdot \frac{Q(x, \tau)}{\partial x^{1+\nu}}, \quad (3.19)$$

де  $Q$  – температура;  $\tau$  – час;  $x$  – координата;  $\omega$  – коефіцієнт теплопровідності, залежний від фрактальної розмірності фронту теплового поля  $D_f$  ( $\omega = m^2/j$ ,  $m$  – масштаб,  $j = 2D_f$  – критичний індекс аномальної дифузії);  $\nu$  – порядок дробової гелдерівської похідної:  $\nu = 2D_f - 1$ .

Враховуючи приведені вище, вибір значень теплофізичних характеристик і розрахунок температури різання, оцінка рівня нагріву заготовлі і встановлення характеру розподілу теплоти в ній представляє складне завдання. Для її вирішення доцільно використати фрактальні уявлення про структуру оброблюваного матеріалу.

Відомо, що коефіцієнт теплопровідності матеріалу залежить від його хімічного складу і температури. У разі обробки неоднорідних матеріалів, зокрема, напилених покриттів, ця характеристика залежить також і від параметрів їх структури – пористості і характеру розподілу пор і розташування фаз з різною теплопровідністю в матеріалі.

Відповідно до закону теплопровідності Фур'є кількість теплоти  $d\Theta$ , поверхні  $dF$ , що проходить через елемент, за час  $d\tau$ , пропорційно градієнту температури

$$d\Theta = -\lambda \text{grad}Q \cdot dF \cdot d\tau, \quad (3.20)$$

де  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності

$$\lambda = \frac{d\Theta}{\text{grad}Q \cdot dF \cdot d\tau}, \quad (3.21)$$

У свою чергу градієнт температури чисельно дорівнює зміні температури на одиницю довжини нормалі до ізотермічної поверхні. Позначивши одиничний вектор, перпендикулярний до ізотермічної поверхні, як  $l_n$ , отримаємо

$$\text{grad}Q = l_n \frac{\partial \Theta}{\partial n}, \quad (3.22)$$

Під час обробки покриттів, як відзначалося вище, фронт теплового поля поширюється не по нормалі, а має складний фрактальний характер. У теж час, довжина фрактальної кривої приблизно визначається за формулою

$$L(\delta) = a \cdot \delta^{1-D}, \quad (3.23)$$

де  $D$  – фрактальна розмірність кривої,  $\delta$  – розмір клітинки, використаної для визначення фрактальної розмірності кривих. У разі визначення градієнта температури довжина одиничного вектору  $l_n = a$ .

У зв'язку з тим, що величина фрактальної розмірності інваріантна до масштабу виміру, визначивши величину  $l_n$  в залежності (3.22) за формулою

(3.23), отримаємо вираз для визначення градієнта температури для гетерогенного матеріалу

$$\text{grad}' Q = L(\delta) \frac{\partial \Theta}{\partial n} = l_n \delta^{1-D} \cdot \text{grad} \Theta, \quad (3.24)$$

де  $\text{grad} \Theta$  – величина градієнта температури в однорідному матеріалі.

У загальному випадку коефіцієнт теплопровідності матеріалу з гетерогенною структурою визначається як

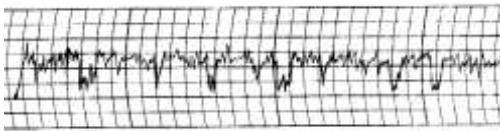
$$\lambda' = \frac{d\Theta}{L(\delta) \cdot \text{grad} Q \cdot dF \cdot d\tau} = \frac{\lambda_0}{\delta^{1-D}}, \quad (3.25)$$

де  $\lambda_0$  – коефіцієнт теплопровідності аналогічного по хімічному складу однорідного матеріалу,  $D = D_f$  – фрактальна розмірність фронту теплового поля.

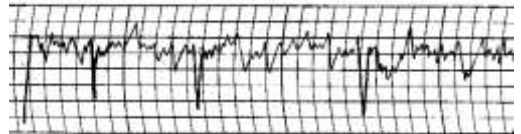
Для визначення характеру поширення теплоти в оброблюваних покриттях скористаємося результатами, отриманими при дослідженні структури матеріалу методом деформаційно-спектрального аналізу.

Трибограма, отримана методом деформаційно-спектрального аналізу, характеризує нестабільність механічних властивостей оброблюваного матеріалу, особливості його структури і дефектність. Допустившись, що ординати трибограмм, випадні з генеральної сукупності, характеризують наявність в матеріалі пір, тобто структурних складових з нульовими механічними і низькими теплофізичними властивостями, можна спрощено змодельовати характер фронту теплопровідності в матеріалі покриття.

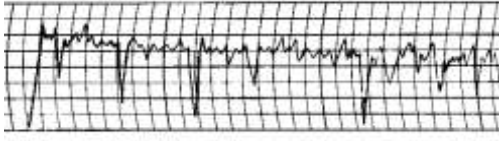
Для визначення характеру розподілу пор в покритті їх сканування проводилося при трьох масштабах вантаження – 100, 200 і 250 сН. Трибограма, отримана при навантаженні на індентор 100 сН, дає можливість виявити наявність дрібних пор в матеріалі, тоді як при великих навантаженнях фіксуються пори більшої величини, що пов'язано зі збільшенням об'єму матеріалу, який деформується при русі індентора. Характер пор різної величини в матеріалі покриття має самоподібний вигляд, що дозволяє використати для його опису положення фрактального формалізму (рис. 3.11).



а



б



а



з

Рис. 3.11. Фрагменти трибограм (а, б, в) газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ : а, б, в – зусилля на індентор 100, 200, 250 сН відповідно; з – фрактальна модель теплового фронту в матеріалі покриття

Обмежимося допущенням, що структура даних аморфно-кристалічних покриттів складається з однорідного матеріалу (наприклад, феробору) і пор. Замінивши ординати трибограм, невинадні з генеральної сукупності, ординатою одного постійного значення, отримаємо спрощену модель фронту поширення тепла в покритті, яка враховує пористість структури матеріалу (рис. 3.11, з). Отримана крива представляє собою передфрактал першого покоління триадної кривої Кох. Скориставшись математичною залежністю для третього покоління ( $n = 3$ ) кривої Кох (структура покриттів досліджувалася на трьох масштабних рівнях), приблизно отримуємо довжину лінії теплового фронту:  $L(\kappa) = \kappa^{1-D_f}$ . З урахуванням того, що довжина ділянки передфрактала третього покоління  $\kappa = 3^n \cdot 1 = 3^n \approx 0,04$ , отримуємо  $L(\kappa) = 0,04^{1-D_f}$ . При цьому, фрактальна розмірність кривої, зокрема, для покриття  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  складає  $D_f = 1,103$ .

Наближена величина коефіцієнта теплопровідності матеріалу газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , складає

$$\lambda' = \frac{\lambda}{0,04^{1-D_f}} = 0,72\lambda, \quad (3.26)$$

де  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності сплаву  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  без пор.

Аналогічний результат отриманий також для покриття, напиленого з порошкового дроту  $Fe_{80}B_{20}$ .

Для визначення фрактальної розмірності можна скористатися клітинним методом, обмежившись мінімальним розміром клітинки  $a/50$ . Відповідно до виразу (3.26) для розрахунку  $\lambda'$  правомірно використати клітинки середньої величини:  $\delta = a/25 = 0,04$ . Тоді вираз (3.26) отримаємо у виді

$$\lambda' = \frac{d\Theta}{0,04^{1-D_f} \text{grad}Q \cdot dF \cdot d\tau} = \frac{\lambda}{0,04^{1-D_f}}. \quad (3.27)$$

У свою чергу, така фізична характеристика матеріалу як коефіцієнт температуропровідності залежить від величини  $\lambda$  і визначається як  $\omega = \lambda/c\rho$ , де  $c$  – масова теплоємність, Дж/кг·°С;  $\rho$  – щільність матеріалу. Для гетерогенного матеріалу покриття, з урахуванням виразу (3.18)

$$\omega' = \frac{\omega}{0,04^{1-D_f}} \cdot \quad (3.28)$$

### 3.2.2.2. Температурні закономірності точіння покриттів

Враховуючи низьку термічну стабільність покриттів з аморфно-кристалічною структурою, вкрай важливим, для гарантованого отримання виробів з необхідним рівнем якості, є формування уявлень про вплив на температуру різання умов процесу обробки – режимів різання і величини зносу різального інструменту.

Потрібно мати на увазі, що температура різання разом з умовами обробки визначається також властивостями оброблюваного матеріалу. Приведені на рис. 3.12. результати отримані з використанням методики, розглянутої в розділі 3.2.1, відповідно до якої температура різання визначається як температура на вершині інструменту.

При точінні газополуменевого покриття, напиленого порошком  $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{V}_{10}$ , спостерігається більш високий рівень температур, чим при точінні газополуменевого покриття, напиленого порошком  $\text{Fe}_{79}\text{Cr}_{16}\text{V}_5$ , що має велику твердість. Цей факт обумовлений відмінностями в структурі покриттів. Газополуменеве покриття, напилене порошком  $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{V}_{10}$ , характеризується менш гетерогенною структурою, а більш висока температура різання при його точінні визначається, головним чином, збільшенням температури в зоні вторинної деформації  $Q_{\text{тп}}$ . При точінні покриття, напиленого порошком  $\text{Fe}_{79}\text{Cr}_{16}\text{V}_5$ , у зв'язку з високою гетерогенністю структури покриття, контакт інструменту із стружкою не є стабільним, що викликає формування елементної стружки і обумовлює незначний вплив температури від тертя стружки об передню поверхню інструменту  $Q_{\text{тп}}$  на температуру різання.

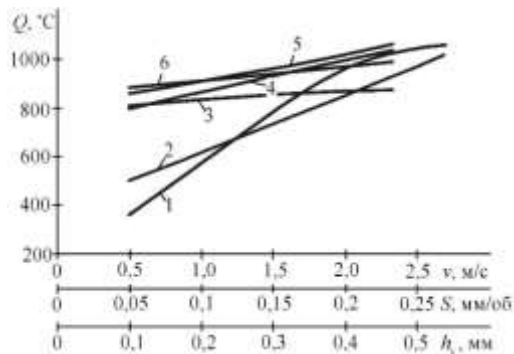


Рис. 3.12. Вплив умов обробки газополуменевих порошкових покриттів на температуру різання інструментом з ПНТМ киборит (1, 3, 5 – напилене

порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; 2, 4, 6 – напилене порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ): 1, 2 – швидкості різання ( $S = 0,05$  мм/об;  $h_3 = 0,1$  мм;  $t = 0,15$  мм); 3, 4 – подачі ( $v = 1,7$  м/с;  $h_3 = 0,1$  мм;  $t = 0,15$  мм); 5, 6 – зносу інструменту ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм)

За результатами повного факторного експерименту встановлена залежність температури різання при точінні газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , від умов обробки

$$Q = 747,7v^{0,484} S^{(0,034-0,012 \ln v)} h_3^{(0,077-0,0441 \ln v)}. \quad (3.29)$$

Залежність адекватна в діапазоні умов обробки: швидкість різання  $v = 0,7 \dots 2,7$  м/с; подача  $S = 0,05-0,19$  мм/об; ширина фаски зносу по задній поверхні інструменту  $h_3 = 0 \dots 0,4$  мм.

Найбільший вплив на температуру при точінні покриттів роблять швидкість різання і знос інструменту. Вплив подачі менш істотний у зв'язку з тим, що при її збільшенні, разом з інтенсифікацією деформації матеріалу в зоні різання, що підвищує температуру різання, зростає відведення тепла із зони обробки. Із зростанням ширини фаски зносу по задній поверхні інструменту температура різання поступово зростає і при  $h_3 = 0,4$  мм ( $v = 1,7$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,15$  мм) досягає  $1025$  °С, що пов'язано зі збільшенням контактної температури на задній поверхні інструменту.

Аналіз залежності (3.29) вказує на те, що при збільшенні швидкості різання знижується вплив на температуру різання подачі і зносу інструменту. Аналогічний характер мають залежності температури різання від умов обробки при точінні покриття  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ .

Температуру на вершині різця  $Q_p$  можна розрахувати на основі припущення, що температура  $Q_p$  слабо відрізняється від середньої температури на поверхні зсуву

$$Q \approx Q_p = \frac{(1+c) \cdot A_2 \cdot q_d}{1 + \frac{A_2}{A_1}}, \quad (3.30)$$

де  $q_d$  – щільність тепловиділення на поверхні зсуву;  $A_1, A_2$  – коефіцієнти;  $c$  – коефіцієнт, що враховує підвищення температури, викликане накопиченням теплоти в поверхневому шарі матеріалу заготовки на протязі тривалого часу.

За умови незмінності вихідних результатів залежно від коефіцієнта теплопровідності, вираз для розрахунку коефіцієнта  $A_1$  має вигляд

$$A_1 = C' \frac{1}{\lambda'} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi Pe}} = \frac{C_1}{\sqrt{\lambda'}}, \quad (3.31)$$

де  $C', C_1$  – постійні.

Величина коефіцієнта  $A_2$ , при рішенні задачі визначення температури різання при точінні в даному діапазоні умов обробки, не залежить від значення коефіцієнта теплопровідності  $\lambda$

$$A_2 = C'' \frac{1}{\lambda'} \cdot \frac{1}{Pe} = C_2, \quad (3.32)$$

де  $C'$ ,  $C_1$  – постійні.

Після спрощення вираз для розрахунку температури на вершині інструменту

$$Q_p = \frac{(1+c) \cdot C_2 \cdot q_d}{1 + \left( C_2 \frac{\sqrt{\lambda'}}{C_1} \right)}. \quad (3.33)$$

З урахуванням розглянутого вище вираз (3.33) для розрахунку температури різання при точінні гетерогенного напиленого покриття отримує вид

$$Q_p = \frac{(1+c) \cdot C_2 \cdot q_d}{1 + \left( C_2 \frac{\sqrt{\frac{\lambda}{0,04^{1-D_f}}}}{C_1} \right)}, \quad (3.34)$$

де  $D_f$  – фрактальна розмірність фронту теплового поля,  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу покриття без пор.

На рис. 3.13 представлені результати експериментальної оцінки і розрахунків по залежностях (3.33) і (3.34), аналіз яких показує, що застосування фрактальних уявлень про структуру оброблюваного матеріалу, зокрема, газополуменевого покриття, напиленого з порошкового дроту  $Fe_{80}V_{20}$ , підвищує точність оцінки температури різання при механічній обробці. Різниця між даними експерименту і результатами, розрахованими по залежності (3.34), не перевищує 10 %. При використанні залежності (3.33), запропонованої для випадку обробки однорідних матеріалів, різниця між результатами, отриманими в експерименті та розрахунках, даними досягає 20 %.

### 3.3. Теплові явища при різанні з високочастотними коливаннями інструменту

#### 3.3.1. Активація контактної зони «інструмент-покриття»

Видалення припуску при обробці покриттів робиться в умовах динамічної нестабільності процесу різання, значної зміни сили різання і інтенсивного зносу різального інструменту. Деформації стискування і зсуву при стружкоутворенні, тертя і зношування різального інструменту – усі ці процеси супроводжуються складним напружено-деформованим станом контактної тріади «покриття-інструмент-стружка» і характеризують технологічну систему як термодинамічно нестійку.

Неоднозначність кінцевих результатів процесу руйнування покриття при механічній обробці свідчать про закономірне використання для моделювання принципів синергетики.

У схемах звичайного різання, коли стабілізація хаотичних коливань інструменту можлива тільки при істотному підвищенні швидкості різання, температура контактних поверхонь визначається фактичною генерацією теплоти  $\Theta_{\phi}$  на цих поверхнях в одиницю часу. Основними джерелами теплових потоків є пластична деформація і тертя на передній і задніх поверхнях інструменту. У процесах обробки з високочастотними коливаннями до природних джерел теплоутворення в зоні різання слід додати теплоту від зовнішнього джерела. Механічний еквівалент теплоти  $M$  для оцінки акустичного впливу, можна виразити з формули

$$Q_{зд} = \frac{100}{M} A_{пд} = \frac{100 P_z v_p}{M g_{\phi}}, \quad (3.35)$$

де  $Q_{зд}$  – потужність зовнішнього джерела тепла;  $A_{пд}$  – питома робота, що витрачається на пластичну деформацію покриття і тертя на передній і задніх поверхнях інструменту;  $P_z$  – тангенціальна складова сили різання;  $v_p$  – швидкість різання;  $g_{\phi}$  – фактичний об'єм шару покриття, що видаляється.

Таким чином, для забезпечення оптимальної температури різання  $Q_{опт}$ , яка регламентує максимальну стійкість інструменту і для інструменту з ПНТМ киборит при різанні газотермічних покриттів складає  $1000^{\circ}\text{C}$ , можна варіювати швидкістю різання або виконувати теплову активацію зони стружкоутворення і на величину відповідного механічного еквіваленту теплової енергії знижувати силу різання. За цим принципом можна визначити потужність зовнішнього джерела акустичної енергії, яка в умовах пластичної деформації покриттів ефективніша, ніж тепла енергія, оскільки для отримання однакового ефекту при пластичній деформації матеріалу необхідно забезпечити значно меншу щільність акустичної енергії. Це явище пояснюється тим, що енергія високочастотних коливань поглинається дислокаціями і частково іншими дефектами кристалічної будови, а тепла енергія поглинається рівномірно усім об'ємом матеріалу. Процес різання покриття можна інтенсифікувати шляхом введення в зону стружкоутворення акустичної енергії певної потужності  $N_a$ , яка буде еквівалентна за характером дії додаткової теплової енергії  $\Theta_d$ . Остання визначається залежно від швидкості різання і разом із загальною тепловою енергією процесу різання  $\Theta_p$  визначає фактичну теплову енергію

$$\Theta_{\phi} = \Theta_p + \Theta_d = \Theta_{пд} + \Theta_{тп} + \Theta_{тз} + \Theta_d, \quad (3.36)$$

де  $\Theta_{пд}$  – тепло, генероване в результаті пластичної деформації при стружкоутворення;  $\Theta_{тп}$ ;  $\Theta_{тз}$  – тепло, генероване в результаті тертя стружки по передній поверхні і покриття по задніх поверхнях інструменту.

На рис. 3.13 представлені схема залежностей фактично генерованої теплоти на контактних поверхнях інструменту  $\Theta_{\phi}$ , що призводить до

розміщення матеріалу покриття, і температури різання  $Q$  від швидкості різання  $v$ . Оптимальна температура різання  $Q_{\text{опт}}$ , з точки зору максимальної стійкості  $T$  інструменту, встановлюється стійкісними випробуваннями і відповідає швидкості різання  $v_{p,\text{опт}}$ .

При різанні зі швидкостями  $v_{p2}$ ,  $v_{p3}$  для досягнення певної оптимальної температури  $Q_{\text{опт}}$  в контактну зону можна додатково ввести деяку кількість тепла  $\Theta_d$ , або еквівалентну йому по результату кількість акустичної енергії. Величина додаткової теплової або акустичної енергії, яку вимагається ввести в зону стружкоутворення, визначається як  $\Theta_d = \Theta_\phi - \Theta_p$ . Акустична активація різної інтенсивності (залежно від фактичної швидкості різання) дозволяє штучно підтримувати постійний рівень еквівалентної по результату теплової енергії, оптимальній температурі різання покриття  $Q_{\text{опт}}$ , що відповідає. За рахунок такої активації можна підвищити продуктивність обробки або підвищити стійкість інструменту. Оскільки акустична енергія високочастотних коливань поглинається максимально в локальних об'ємах матеріалу, де має місце висока щільність дислокацій  $\rho$ , то найбільший ефект розміщення досягається в зоні між частинками покриття, обумовлюючи зниження опору різанню.

Визначення енергетичної еквівалентності по результату тепла і високочастотних коливань виконується порівняльним аналізом впливу відповідних джерел енергії на складові сили різання. Розрахунок додаткової теплової енергії виконується за формулою

$$Q(x, y, z) = Q_l(x, y, z) + Q_h(x, y, z), \quad (3.37)$$

де  $Q_l(x, y, z)$  – розподіл температур по довжині  $l$  контакту стружки з інструментом;  $Q_h(x, y, z)$  – розподіл температур від джерела виділення тепла  $q_h$  на задній поверхні інструменту.

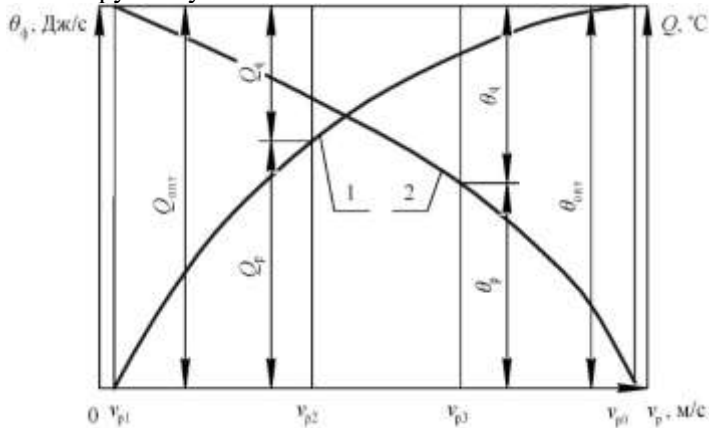


Рис. 3.13. Схема залежностей енергетичних показників процесу обробки покриття від швидкості різання: 1 –  $Q = f(v_p)$ ; 2 –  $\Theta_\phi = f(v_p)$

Рівень акустичної активації з урахуванням енергоємності одиничного силового імпульсу для двохстержевого півхвильового випрямляча визначається

$$W_B = 2g \cdot a_B \cdot b_B, \quad (3.38)$$

де  $g$  – питома потужність від генератора високочастотних коливань (для перетворювача з пермендіора 50КФ –  $g = 100$  Вт/см<sup>2</sup>);  $a_B, b_B$  – геометричні розміри поперечного перерізу одного стержня півхвильового випрямляча.

Енергетичний ефект при акустичному опроміненні забезпечується не лише за рахунок зниження межі плинності  $R_{p0,2}$  матеріалу покриття, але і за рахунок зменшення коефіцієнта тертя на контактних поверхнях інструменту при його коливальному русі.

Для порівняння нагрів контактних поверхонь інструменту і деталі виконувався способом електродного контакту.

Температура вимірювалася за методикою, представленою в розділі 3.2.1. Результати вимірів і розрахунків представлені в табл. 3.4.

На рис. 3.14 і 3.15 представлені результати досліджень стійкості інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, при точінні покриттів. Визначені також температурні залежності від швидкості різання і значення акустичної активації через її тепловий еквівалент. Загальна теплонасиченість процесу різання ( $\Theta_d + \Theta_p$ ) підтримувалася постійною і забезпечувала оптимальну температуру різання  $\sim 1000$  °С. Для можливості поширення отриманих результатів за аналогічних умов обробки на інші матеріали і типи покриття на графічних залежностях введені координатні осі «гомологічна температура  $Q_d/Q_{opt}$ » і «гомологічна кількість теплоти  $\Theta_d/\Theta_{opt}$ ».

Для дослідження впливу швидкості різання на стійкість інструменту, з урахуванням деформаційних показників для певного типу покриттів, розглядався характерний структурний параметр – модуль пошкодженості  $M_c = \Pi/Y$ , де  $\Pi$  – пористість покриття;  $Y$  – розмір часток покриття. На рис. 3.14 і 3.15 показані залежності для різних значень  $M_c$ , що дозволяє проаналізувати кінетику деформаційних процесів при різній розпушеній зони між частинками покриття.

Таблиця 3.4. Додаткова енергетична активація зони контакту «інструмент-деталь»\*

Параметр		Значення параметра							
Швидкість різання $v_p$ , м/хв		40	60	80	100	120	140	160	180
Температура різання $Q_p$ , °С		$\frac{540}{500}$	$\frac{610}{580}$	$\frac{705}{650}$	$\frac{780}{740}$	$\frac{820}{800}$	$\frac{890}{860}$	$\frac{950}{900}$	$\frac{100}{960}$
Температура активації $Q_d$ , °С		$\frac{460}{500}$	$\frac{390}{420}$	$\frac{295}{350}$	$\frac{220}{260}$	$\frac{180}{200}$	$\frac{110}{140}$	$\frac{50}{100}$	$\frac{0}{40}$
Тангенціальна складова	розрахунок	$\frac{325}{310}$	$\frac{350}{335}$	$\frac{370}{360}$	$\frac{400}{385}$	$\frac{415}{405}$	$\frac{430}{410}$	$\frac{440}{415}$	$\frac{450}{420}$

сили різання $P_z$ , Н	експери- мент	<u>300</u> 290	<u>340</u> 330	<u>360</u> 345	<u>390</u> 310	<u>405</u> 375	<u>420</u> 385	<u>435</u> 400	<u>440</u> 405
Потужність акустичної активації*	розраху- нок	<u>15,0</u> 14,0	<u>14,2</u> 13,8	<u>12,6</u> 12,0	<u>11,4</u> 11,2	<u>8,5</u> 8,0	<u>6,6</u> 6,2	<u>4,8</u> 4,0	<u>3,0</u> 2,8
	експери- мент	<u>16,5</u> 15,2	<u>14,8</u> 14,0	<u>13,2</u> 12,4	<u>11,2</u> 11,6	<u>7,9</u> 8,6	<u>6,9</u> 7,4	<u>5,2</u> 5,0	<u>3,5</u> 3,0

\*покриття, напилене самофлюсівним порошком ПГ-СР3; інструмент з ПНТМ киборит; режими обробки:  $t = 0,15$  мм;  $S = 0,05$  мм/об;  $2A' = 10$  мкм,  $f = 20$  кГц. Чисельник – плазмово-дугове напилення, знаменник – газополуменеве напилення.

Аналіз рис. 3.14 і 3.15 показує, що наряду переважаючим впливом на стійкість інструменту температурного чинника, важливе значення має і деформаційний чинник, що особливо чутливо проявляється при низьких швидкостях різання ( $< 1,0$  м/с).

При зростанні швидкості різання конкуруюча дія процесів зміцнення-розміцнення схиляється у бік деформаційного розміцнення під впливом зростаючої гомологічної температури. Стабільність твердості і міцності внутрішніх об'ємів частинок і зони між частинками, залежна від кінетико-енергетичного рівня напилюваних частинок, призводить до різної інтенсивності зношування інструменту із-за різного опору пластичної деформації. Так, при газополуменовому методі напилення неоднорідність структури покриття значно більше, чим при плазмово-дуговому методі, тому контактні напруження на поверхневому шарі інструменту зростає, і збільшується інтенсивність його зношування. Незалежно від модуля пошкодженості  $M_c$  і методу напилення, зниження швидкості різання  $v_p$  викликає підвищення стійкості інструменту  $T$ .

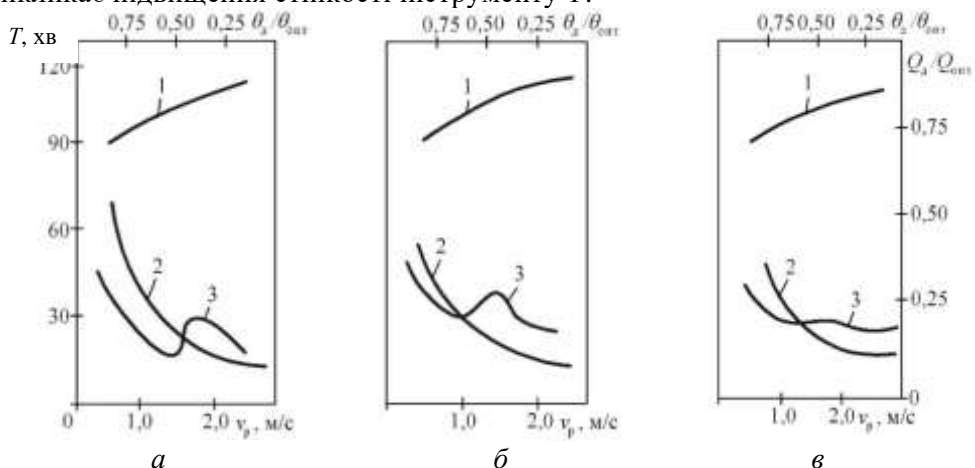


Рис. 3.14. Зміна температури (1) і стійкості інструменту (2, 3) від швидкості різання при точінні покриття, отриманого плазмово-дуговим напиленням: а –  $M_c = 0,08/20$ ; б –  $M_c = 0,10/40$ ; в –  $M_c = 0,12/60$ ;  $t = 0,15$  мм;  $S = 0,05$  мм/об;

$\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 12^\circ$ ; 1 –  $Q = f(v_p)$ , звичайне різання інструментом з ПНТМ киборит; 2 –  $T = f(v_p)$ , звичайне різання; 3 –  $T = f(v_p)$ , різання з акустичною активацією

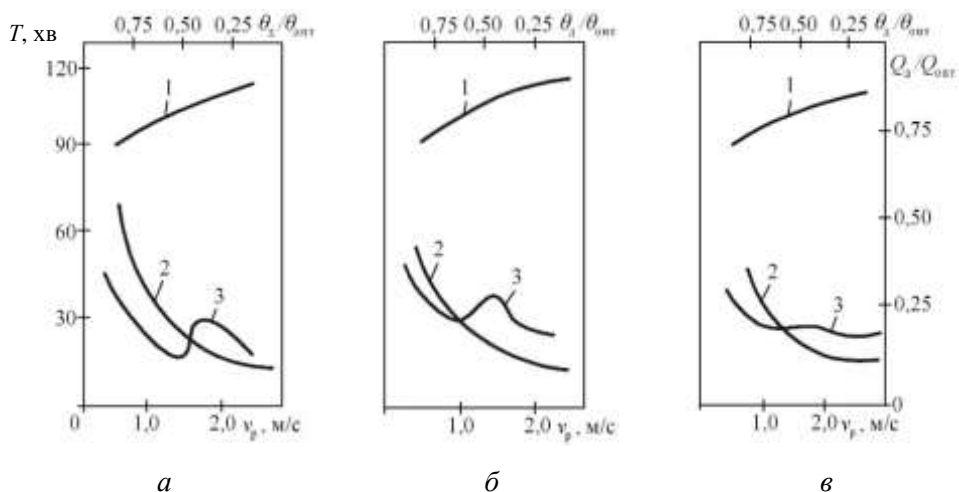


Рис. 3.15. Зміна температури (1) і стійкості інструменту (2, 3) від швидкості різання при точінні покриття, отриманого газополуменевим напиленням: а –  $M_c = 0,08/20$ ; б –  $M_c = 0,10/40$ ; в –  $M_c = 0,12/60$ ;  $t = 0,15$  мм;  $S = 0,05$  мм/об;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 12^\circ$ ; 1 –  $Q = f(v_p)$ , звичайне різання інструментом з ПНТМ киборит; 2 –  $T = f(v_p)$ , звичайне різання; 3 –  $T = f(v_p)$ , різання з акустичною активацією

Залежність  $T = f(v_p)$  при постійній енергетичній активації (крива 3) подібна до кривої 2, що свідчить про вплив на стійкість інструменту саме деформаційного чинника, оскільки температура і інші умови різання постійні. У той же час, при звичайному різанні (крива 2) на контактних поверхнях інструменту проявляються механізми адгезійної і окислювальної взаємодії, а стійкісна залежність має два мінімуми.

Немонотонність графічної залежності (крива 2) свідчить про можливість утворення на передній поверхні інструменту загальмованого шару оброблюваного матеріалу. Фізична природа загальмованого шару, у більшості випадків, обумовлена співвідношенням властивостей матеріалу інструменту і оброблюваного матеріалу. Еволюція загальмованого шару залежить від будови покриття і модуля його пошкодженості  $M_c$ . Для газополумневих покриттів особливість кривої 2 проявляється у меншій мірі, чим для плазово-дугових покриттів. При різанні покриттів з примусовими коливаннями утворення загальмованого шару на передній поверхні інструменту не спостерігається і крива 3 на рис. 3.14 і 3.15 монотонна.

Ефект впливу деформаційного чинника на стійкість інструменту істотно залежить від пластичності і однорідності зони між частинками, її здібності до зміцнення в процесі пластичної деформації. Так, збільшення на 20...30 % стійкості (при різанні в умовах постійної еквівалентної за характером дії температури, рис. 3.14, крива 3) досягається за рахунок зниження  $v_p$ . Таким чином, зміцнення, обумовлене збільшенням  $v_p$ , починає в деякій степені компенсуватися розвитком процесу розміцнення через підвищення еквівалентної за характером дії температури. Тому акустична активація, при знижених швидкостях різання, коли ефект зміцнення малий, а час для розміцнення збільшений, може істотно підвищити стійкість інструменту. При точінні газополумєневих покриття різцем з ПНТМ киборит, в діапазоні швидкостей різання 0,5...0,8 м/с, акустична активація зони різання еквівалентна за характером дії штучному підвищенню температури (500...1000) °С, що дозволяє підвищити стійкість інструменту в 1,5...1,7 разу (рис. 3.20, крива 3). При штучній підтримці еквівалентної за характером дії температури на рівні  $Q_{opt}$ , ефект вібротехнічного різання тим вище, чим нижче швидкість різання. Це обумовлюється підвищенням пластичності зони між частинками покриття і, частково, внутрішніх об'ємів частинок. Дислокаційне поглинання високочастотних коливань підвищує рухливість дислокацій і сприяє зниженню відношення  $R_{p0,2}/R_m$  (ефект Блага-Лангенекера), а так само знижує модифіковану твердість стружки. В умовах режимів обробки зі збільшенням  $v_p$  найбільшою мірою проявляється зміцнення контактних шарів стружки, а зростаюча температура робить ефект розміцнення і твердість стружки істотно знижується.

Таким чином, забезпечення більш високої пластичності поверхневого шару стружки при вібротехнічному різанні покриттів підвищує стійкість інструменту і, завдяки еволюції дислокаційної структури, знижуються загальні енергетичні витрати на процес різання.

### **3.3.2. Теплофізичний аналіз зони контакту «інструмент-покриття»**

Механічна обробка газотермічних покриттів лезовим інструментом у більшості випадків ускладнена із-за особливостей структури оброблюваного матеріалу. Завдання істотно ускладнюється низькими адгезійно-когезійними і теплофізичними властивостями покриттів. Теплофізичний аналіз вібротехнічного різання дозволяє розрахувати температуру в контактній парі «інструмент-покриття» з обліком характеру контакту і суперпозиції теплового процесу різання і процесу дислокаційного поглинання високочастотних коливань, еквівалентної за характером дії тепловому. При теоретичному аналізі температури на контактних поверхнях стружки і передньої поверхні інструменту, поверхні різання і задньої поверхні інструменту необхідно також враховувати стік тепла в довкілля при перериванні процесу різання.

При створенні теплофізичної моделі вібромеханічного різання покриттів приймається наступна схематизація: деталь з покриттям є напівпростором, по якому в напрямках швидкості різання і подачі рухається нескінченне смугове джерело тепла з рівномірно розподіленою інтенсивністю тепловиділення  $q'$ . Джерелом тепловиділення є зона стружкоутворення, де витрачається основна робота різання. У цій зоні можна виділити область найбільших пластичних деформацій, область тертя на передній поверхні інструменту і область тертя на задній поверхні інструменту.

Інструмент можна представити як напівпростір, на передній і задніх поверхнях якого діють необмежені смугові джерела тепла з рівномірно розподіленими інтенсивностями. Стружка представляється у вигляді переривчастої пластини, по поверхні якої із швидкістю подачі рухається плоске теплове джерело з рівномірно розподіленою інтенсивністю.

Опромінення покриття акустичною енергією призводить до зміни міцності його матеріалу. Істотне зниження міцності матеріалу відбувається при використанні височастотних коливань потужністю 50...100 Вт, що за характером дії відповідає температурі 300...400) °С. Відповідно, знижується робота деформації і інтенсивність тепловиділення  $q'$ , а також інтенсивність тепловиділень на передній і задній поверхнях інструменту, що дає передумови для підвищення продуктивності обробки і стійкості інструменту.

Для вирішення теплового завдання приймаємо наступні допущення: теплове джерело рахуємо швидко таким, що рухається, а тепловий потік – одновимірним і нормальним до поверхні контакту. Приймаємо також, що коефіцієнт теплоємності ( $c$ ), теплопровідності ( $\lambda$ ) і температуропровідності ( $\omega$ ) не залежать від температури. Ці допущення дозволяють розглядати процес поширення тепла на основі диференціального лінійного рівняння теплопровідності Фур'є

$$\frac{\partial Q(x, y, z)}{\partial \tau} = \omega \frac{\partial^2 Q(x, y, z)}{\partial n^2}, \quad (3.39)$$

де  $Q(x, y, z, \tau)$  – температура тіла;  $n$  – нормаль до поверхні контакту.

При систематизації процесу доцільно розглядати окремі зони взаємодії. Перша зона – ділянка між стружкою і передньою поверхнею інструменту з граничними умовами другого роду. В умовах стійкого теплообміну температура в покритті визначається дією вузького, такого, що рухається по поверхні деталі із швидкістю  $v_p$ , джерела тепла, а для різального інструменту – дією плоского стаціонарного джерела. Інтенсивність такого джерела визначається по залежності

$$q' = \frac{P_n \cdot f \cdot v_p}{M \cdot b \cdot l}, \quad (3.40)$$

де  $P_n$  – рівнодійне зусилля на контактному майданчику шириною  $b$  і завдовжки  $l$ ;  $f$  – миттєвий коефіцієнт тертя;  $M$  – механічний еквівалент теплоти.

Підходи до визначення температури на поверхнях інструменту [22, 23] передбачають різні схеми дії джерел і стоків тепла, у тому числі розбиття довжини

різального леза на окремі ділянки контакту із стружкою і поверхнею різання. У подальших розрахунках набуваємо усереднених значень теплофізичних параметрів з урахуванням коефіцієнта регулярності пористості  $C_p$ .

При переривчастому характері джерело тепловиділення інтенсивністю  $q'$  діє упродовж часу різання  $\tau$  за повний період коливань  $T$ . Граничне відношення  $\tau/T'$ , при якій забезпечується стійке різання в заданому режимі, не перевищує величини  $1/3$ . Під впливом цього джерела в інструменті і в матеріалі покриття нормально до площини контакту спрямовані два теплові потоки. Загальна інтенсивність цих теплових потоків у будь-якій точці контакту в кожен момент часу дорівнює  $q'$ .

Температура на передній поверхні інструменту, що виникає під впливом тертя із стружкою, визначається згідно залежності

$$Q_m(y, \tau) = \frac{2q'\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi}} \cdot \left\{ \sqrt{\tau} \exp\left[\frac{y^2}{4\omega\tau}\right] - \frac{y\sqrt{\pi}}{4\omega} \left[ \operatorname{erf}\left(\frac{y}{\sqrt{4\omega\tau}}\right) \right] \right\}. \quad (3.41)$$

Відповідно температура від дії плоского теплового джерела, яке рухається по внутрішній поверхні стружки з рівномірно розподіленою інтенсивністю  $q_c$  може бути визначена з урахуванням нестабільності теплового поля в пористому покритті за формулою

$$Q_c(y, z) = \int_{-h}^h \frac{q_c K_m}{\pi\lambda\Pi} \exp\left[-\frac{v_p(z-z')}{2\omega}\right] \cdot K_0\left[\frac{v_p}{2\omega}\sqrt{y^2 - (z-z')^2}\right] dz, \quad (3.42)$$

де  $K_m$  – коефіцієнт приведення форми;  $\Pi$  – пористість покриття;  $2h$  – ширина теплового джерела;  $K_0$  – модифікована функція Бесселя другого роду нульового порядку;  $y, z, z'$  – координати даної точки. Залежності (3.41) і (3.42) отримані в результаті рішення рівняння теплопровідності Фур'є з граничними умовами другого роду і прийнятими при постановці завдання допущеннями.

Друга зона умовного контакту зосереджена в площині зсуву (рис. 3.16).

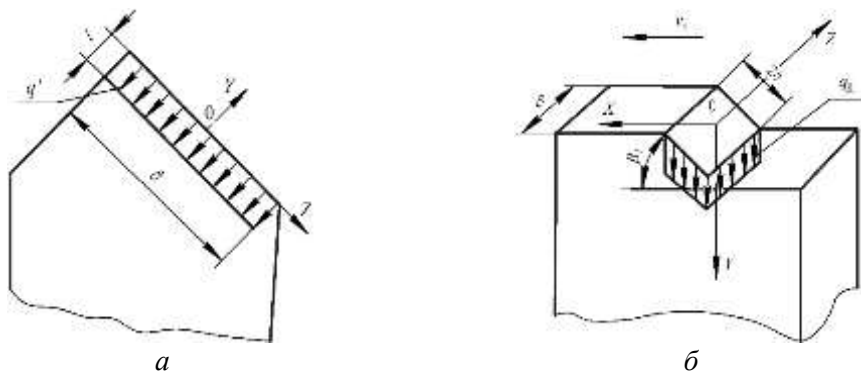


Рис. 3.16. Схематизація джерел тепла в зоні стружкоутворення: а – на передній і задній поверхнях інструменту; б – усередині покриття по площині зсуву

Пов'язаний з цією площиною джерело тепла з рівномірно розподіленою інтенсивністю  $q_d$  рухається усередині шару матеріалу покриття, що видаляється, із швидкістю  $v_p$ . Температурне поле, яке розширюється в різальний інструмент, визначається виразом

$$Q_d(y, z) = \frac{q_d K_m}{\pi \lambda} \cdot \int_{-h}^h \exp \left\langle - \left\{ \frac{v_p}{2\omega} [y \sin \beta_1 + (z - z') \cos \beta_1] \right\} \right\rangle \cdot K_0 \left[ \frac{v_p}{2\omega} \sqrt{y^2 + (z - z')^2} \right] dz' \quad (3.43)$$

Оскільки температури інструменту і покриття, що знаходяться в умовах щільного теплового контакту однакові, то для будь-якої точки  $M$ , що лежить на контакті цих тіл, можна записати

$$\frac{Q_1(M, \tau)}{S_k} = \frac{Q_2(M, \tau)}{S_k}, \quad (3.44)$$

а тепловий потік, що виходить з одного тіла через контактну поверхню повинен дорівнювати тепловому потоку, що входить в інше тіло

$$\lambda_1 \frac{\partial Q_1(M_1, \tau)}{\partial n} = \lambda_2 \frac{\partial Q_2(M, \tau)}{\partial n}, \quad (3.45)$$

де  $n$  – загальна нормаль до контактної поверхні  $S_k$  в точці  $M$ .

Що стосується зони контакту задньої поверхні інструменту з поверхнею деталі, то в ній діятиме теплове джерело, обумовлене силами тертя, аналогічно умовам контакту передньої поверхні інструменту із стружкою в першій зоні.

Якщо замінити дію джерела тепла стоком, то отримаємо джерело негативної потужності. У такому разі джерело тепла і рівний йому стік, прикладені до однієї і тієї ж поверхні нейтралізують один одного. Температурне поле у будь-який момент часу після виходу інструменту і зупинки дії джерела тепла постійної інтенсивності, що характеризувалося часом  $\tau_p$ , визначиться як різниця температурних полів при дії джерела і стоку в інтервалі часу  $\tau - \tau_p$ .

Для напівобмеженого твердого тіла з нульовою початковою температурою зміна температури поверхні пропорційна величині  $\tau^{1/2}$  і відповідає постійному тепловому потоку з її поверхні. Тоді температура на поверхнях інструменту з урахуванням залежності (3.41) і в період часу  $\tau \geq \tau_p$  визначається як

$$Q_{tr}(y, \tau_1) = \frac{2q' \sqrt{\omega}}{\lambda \sqrt{\pi}} \left\{ \sqrt{\tau_1} \exp \left[ - \frac{y}{4\omega \tau_1} \right] - \frac{y \sqrt{\pi}}{4\omega} \left( \operatorname{erf} \left[ \frac{y}{\sqrt{4\omega \tau_1}} \right] \right) \right\} \cdot \left[ \tau_1^{\frac{1}{2}} - (\tau_1 - \tau_p)^{\frac{1}{2}} \right], \quad (3.46)$$

де  $\tau_1$  – поточне значення часу при вирівнюванні температури.

Температура в площині зсуву також знизиться і з врахуванням (3.43) визначатиметься як

$$Q_{\text{щ}}(y, z, \tau_1) = Q(y, z) \left[ \tau_1^{\frac{1}{2}} - (\tau_1 - \tau_p)^{\frac{1}{2}} \right]. \quad (3.47)$$

При перериванні різання окрім стоку тепла за рахунок теплопровідності, відбувається охолодження інструменту в результаті теплообміну з довкіллям (конвенція і випромінювання) і інтенсивність теплового потоку в цьому випадку визначається законом Ньютона-Рихмана

$$q_k = \alpha(Q_{\text{нс}} - Q_{\text{сп}}) = \alpha \left[ \frac{Q(M, \tau_1)}{M \in S} - Q_{\text{сп}} \right], \quad (3.48)$$

де  $\alpha$  – коефіцієнт тепловіддачі поверхні інструменту або деталі в довкілля;  $Q_{\text{нс}}$ ,  $Q_{\text{сп}}$  – температура поверхні  $S$  і довкілля відповідно.

При виході інструменту з покриття інтенсивність стоку тепла через конвективний теплообмін визначається залежністю

$$q_k(\tau_1) = \alpha Q_p(\tau_1), \quad (3.49)$$

де  $Q_p(\tau_1)$  – зміна температури передньої і задньої поверхонь інструменту за наявності теплообміну в період  $\tau \geq \tau_p$ .

Експериментальні дослідження теплових полів при звичайному і вібротермічному різанні газотермічних покриттів (тангенціальний напрям високочастотних коливань) проводилися з використанням контактних і безконтактних методів виміру температури. При контактному методі використовувалася штучна термопара хромель-копель. Температура різання оцінювалася за методикою, представленою в розділі 3.2.1.

Температурні поля інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, і покриття досліджувалися за допомогою термохімічних індикаторів. Ізотерми фіксувалися на інструменті шляхом нанесення термоіндикаторів плавлення (ТИП) з різними температурами переходу. Широкий інтервал температур (115...1200 °C) виміру дозволяв контролювати температуру різання за різних умов обробки. Результати вимірів і розрахунків інтенсивності теплових потоків і контактних температур представлені в табл. 3.5.

Таблиця 3.5. Температура в зоні обробки інструментом, оснащеним ПНТМ киборит ( $v = 72$  м/хв;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм  $A' = 0,010$  мм;  $f = 20$  кГц)

Контактна зона	Контактуючі тіла	Нагрів				Охолодження			
		Інтенсивність теплових потоків $q$ , Вт		Температура $Q$ , °C		Інтенсивність теплових потоків $q$ , Вт		Температура $Q$ , °C	
		роз-рах.	екс-пер.	роз-рах.	екс-пер.	роз-рах.	екс-пер.	роз-рах.	екс-пер.

Вібромеханічне різання									
I	ПП	56	–	905	–	48	–	460	–
	Ст	234	–	940	–	211	–	485	–
II	I	104	–	605	–	94	–	290	–
	П	182	–	505	–	164	–	210	–
III	ЗП	148	–	840	–	46	–	410	–
	ПД	106	–	540	–	95	–	255	–
Звичайне різання									
I	ПП	66	58	920	840	–	–	–	–
	Ст	252	218	960	850	–	–	–	–
II	I	112	103	640	590	–	–	–	–
	П	196	165	520	480	–	–	–	–
III	ЗП	46	39	840	790	–	–	–	–
	ПД	120	102	580	540	–	–	–	–

\*ПП – передня поверхня інструменту, Ст – стружка, I – інструмент, П – покриття, ЗП – задня поверхня інструменту, ПД – поверхня деталі; покриття ПГ-СРЗ

Аналіз отриманих результатів показує, що загальна інтенсивність теплових потоків при вібромеханічному точінні менше на 15...20 % порівняно із звичайним різанням.

Це обумовлено конкуруючою дією двох чинників: – оскільки час контакту інструменту з покриттям складає всього  $1/3$  періода коливань, а припуск знімається за увесь період, то стрибкоподібне збільшення припуску впродовж  $1/3T$  значно підвищує інтенсивність тепловиділення і відставання швидкості теплопередачі від швидкості коливань ( $2\pi fA'$ ) призводить до акумуляції тепла; – дислокаційне поглинання енергії високочастотних коливань являється за характером дії еквівалентним додатковому нагріву покриття і його механічні характеристики знижуються, що обумовлює зменшення роботи пластичної деформації в зоні стружкоутворення і інтенсивності тепловиділення.

Розрахункові дані показують, що зниження температури в режимі охолодження не досягає значень температури довкілля, як це можливо при вібромеханічному різанні матеріалів з гомогенною структурою, що обумовлено низьким коефіцієнтом теплопровідності покриттів, акумуляцією тепла і ефектом відображення теплових потоків від пор і меж частинок.



Високочастотні коливання інструменту, за умови переривання процесу різання, знижують контактні температури і інтенсивність тепловиділень на передній і задній поверхнях інструменту порівняно із звичайним різанням на 15...20 %, що зменшує теплонапруженість процесу обробки і рівень залишкових напружень в поверхневому шарі оброблених деталей з покриттям.

## **Розділ 4**

### **ТРИБОЛОГІЯ ОБРОБКИ ПОКРИТТІВ РІЗАННЯМ**

Працездатність різальних інструментів безперервно підвищується за рахунок керування хімічним складом, структурою і властивостями їх матеріалів, вдосконалення технології виготовлення.

Зношування різального інструменту зазвичай розглядається як сукупність процесів, обумовлених, у більшості випадків, абразивною, адгезійною, втомною і корозійною взаємодією в зоні різання. Різний механізм проявляється залежно від природи контактуючих матеріалів і умов контактування, визначаючи екстремальний характер залежності стійкості інструменту від швидкості різання.

Це значною мірою відноситься до процесів обробки деталей з наплавленими або напиленими покриттями, що супроводжуються нерівномірними навантаженнями на різальний інструмент.

#### **4.1. Знос і руйнування інструменту при обробці наплавлених покриттів**

#### 4.1.1. Вплив неоднорідності матеріалу на характеристики працездатності інструменту

##### 4.1.1.1. Контактні навантаження при обробці наплавлених покриттів

При чорновій обробці наплавлених покриттів контактні навантаження на передній поверхні змінюються з великою амплітудою і частотою, залежно від технології наплавлення, фізико-механічних властивостей наплавленого матеріалу і характеристик неоднорідності відновленої поверхні. Змінний контактний тиск на передній поверхні інструменту залежить від технологічних умов обробки і характеристик неоднорідності наплавленого покриття, основними з яких є макронерівності на поверхні деталі і нестабільність твердості матеріалу покриття.

Граничні значення нормального контактного напруження визначимо як відношення максимальної при видаленні фрагмента покриття з найбільшою нерівністю і мінімальною при видаленні фрагмента покриття в найбільшому поглибленні тангенціальної складової сили різання до площі контакту стружки з передньою поверхнею інструменту

Різниця між максимальними і мінімальними контактними напруженнями визначає амплітуду зміни контактних напружень залежно від величини макронерівностей на поверхні деталі з покриттям.

Наближений розрахунок нормальних контактних напружень можна зробити на основі розгляду системи змінних сил, що діють в зоні різання, з урахуванням змінної величини площини зсуву (рис. 4.1).

$$q_{N_{\max(\min)}} = \frac{P_{\tau_{\max(\min)}}}{F} \quad (4.1)$$

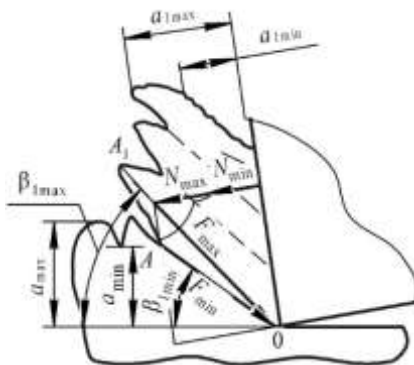


Рис. 4.1. Схема до оцінки взаємозв'язку контактних напружень з силами стружкоутворення при чорновому точінні наплавлених покриттів

З умови стійкості цієї системи запишемо рівність

$$q_{N_{\max}} \cdot a_{\min} \cdot \cos(\beta_{1\min} - \gamma) = \tau_p \frac{a_{\min}}{\sin \beta_{1\min}} - q_F \cdot a_{\min} \cdot \sin(\beta_{1\min} - \gamma). \quad (4.2)$$

Звідси максимальні контактні напруження визначаються виразом

$$q_{N_{\max}} = \frac{\tau_p}{\sin \beta_{1\min} \cdot \cos(\beta_{1\min} - \gamma)} - q_F \cdot \operatorname{tg}(\beta_{1\min} - \gamma). \quad (4.3)$$

Аналогічно для мінімальних контактних напружень запишемо рівність

$$q_{N_{\min}} \cdot l \cdot \cos(\beta_{1\max} - \gamma) = \tau_p \frac{a_{\max}}{\sin \beta_{1\max}} - q_F \cdot l \cdot \sin(\beta_{1\max} - \gamma). \quad (4.4)$$

з якого виходить:

$$q_{N_{\min}} = \frac{a_{\max} \cdot \tau_p}{l \cdot \sin \beta_{1\max} \cdot \cos(\beta_{1\max} - \gamma)} - q_F \cdot \operatorname{tg}(\beta_{1\max} - \gamma). \quad (4.5)$$

приведених залежностей видно, що нормальні контактні напруження при різанні наплавлених матеріалів, які визначаються змінними величинами, залежними від неоднорідностей наплавленого покриття, також не є постійними і змінюються вздовж передньої поверхні інструменту.

Величина дотичних напружень при різанні неоднорідних наплавлених матеріалів також змінюється із-за змінних контактних навантажень, непостійності кутів зсуву і тертя, а також ширини зрізу

$$q_{\tau} = \frac{P_z \cdot \sin \beta_1 \cdot \cos(\beta_1 + \eta - \gamma)}{ab \cdot \cos(\eta - \gamma)}. \quad (4.6)$$

Зміна контактних напружень на передній поверхні інструменту робить великий вплив на його працездатність.

Одна з основних характеристик працездатності інструментів – відносний поверхневий знос інструменту по задній поверхні

$$h_{B3} = \frac{h_3}{L_T \cdot S_{\text{опт}}} = \frac{h_3}{v_{\text{опт}} \cdot T_T \cdot S_{\text{опт}}}, \quad (4.7)$$

де  $L_T$ ,  $T_T$  – довжина шляху тертя і час різання відповідно;  $v_{\text{опт}}$  і  $S_{\text{опт}}$  – оптимальні швидкість різання і подача відповідно.

Якщо швидкість різання визначити із залежності для критерію Пекле

$$Pe = \frac{v \cdot a}{6 \cdot \omega \cdot \sin \beta_1}, \quad (4.8)$$

а замість  $\omega$ ,  $\sin \beta_1$  і  $a$  підставити їх значення, то відносний поверхневий знос інструменту по задній поверхні можна визначити за формулою

$$h_{os} = \frac{h_3 \cdot c \cdot P \cdot \sqrt{K - 2K \sin \beta \gamma + l \cdot \sin \phi}}{6 \cdot \lambda \cdot \cos \gamma \cdot Pe \cdot T_T}. \quad (4.9)$$

Змінні величини  $h_3$ ,  $K$ ,  $T_T$ , що входять в залежність, пов'язані, в основному, з величинами макронерівностей на наплавленій поверхні і нестабільністю твердості покриття.

Величини радіального зносу інструменту  $h_p$  і зносу інструменту по задній поверхні  $h_z$  залежать від неоднорідності наплавленого покриття також як і величина відносного поверхневого зносу інструменту  $h_{вз}$ .

Швидкість зношування і стійкість різального інструменту при чорновій обробці наплавлених покриттів значною мірою визначаються його неоднорідністю.

У загальному вигляді, з урахуванням неоднорідності оброблюваного покриття, стійкість різального інструменту залежно від елементів режиму різання при чорновій обробці визначається виразом:

$$T = \frac{C_v^m \prod_{i=1}^n K_{v_i}^m}{v^m S^m t^m K_n^m}, \quad (4.10)$$

де  $K_n$  – коефіцієнт неоднорідності, який враховує показники неоднорідності, що мають місце в зрізаній частині наплавленого шару.

Вплив способу наплавлення і стану наплавленої поверхні на знос і стійкість різальних інструментів позначається через наявність макронерівностей на поверхні деталі з покриттям і дефектів в наплавленому шарі. Обробка наплавленого покриття, нанесеного способами, які забезпечують меншу неоднорідність наплавленого шару, характеризується більшою стійкістю різальних інструментів. При наплавленні деталей під шаром флюсу і в середовищі захисних газів формується якісніше наплавлене покриття, ніж при наплавленні відкритою дугою, тому стійкість різальних інструментів при їх обробці буде більшою.

Судити про вплив дефектності структури матеріалу покриття на сили різання по наявності твердих включень, які призводять до миттєвого збільшення сил різання, мабуть, достовірно не можна – при цьому не враховуються такі дефекти в матеріалі покриттів як пори, раковини і тріщини. Вони не призводять до збільшення сили різання, але викликають її зміни, в основному, у зв'язку з впливом на умови деформації матеріалу в зоні зсуву або на умови формування випереджаючої тріщини. При обробці покриттів це реалізується з більшою частотою і амплітудою, ніж при точінні однорідніших наплавлених і, тим більше, суцільних матеріалів. Тому остаточно судити про оброблюваність тільки по силі різання  $P_z$ , ймовірно, неправомірно, оскільки при цьому не враховується дефектність усього зрізаного шару.

#### **4.1.1.2. Вплив неоднорідності структури і властивостей покриттів на працездатність інструменту при чистовому точінні**

Характер зносу різців, оснащених ПНТМ на основі КНБ, при чистовому точінні наплавлених покриттів має свої особливості. Якщо при точінні наплавлених електродуговим методом під шаром флюсу покриттів невисокої

твердості з порівняно невеликим діапазоном зміни (типу Нп-30ХГСА) спостерігається, в основному, рівномірний знос інструменту по задній поверхні, то при точінні наплавлених самозахисним дротом матеріалів високої твердості з великим розсіюванням (типу ПП-Нп-30Х512СМ і ПП-Нп-250ХЮБ8С2Т) на зношеній поверхні інструменту спостерігаються значні нерівності, іноді заповнені частками оброблюваного матеріалу, які при різанні взаємодіють з оброблюваною поверхнею, збільшуючи її шорсткість.

При чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, знос інструменту з ПНТМ композит 10 має абразивно-механічний і термо-втомний характер. При обробці матеріалу, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х5Г2МС, знос інструменту в початковий період контактування з оброблюваним матеріалом відбувається по задній поверхні, а потім, у міру збільшення, поширюється і на передню поверхню з аналогічним характером взаємодії.

Застосування ЗОТС при обробці наплавлених покриттів різцями з твердих сплавів і з ПНТМ не призводить до значного збільшення їх стійкості. Знос інструментів по передній і заднім поверхням також визначається абразивно-механічною і термо-втомною взаємодією з оброблюваним матеріалом, що можна пояснити переважним впливом на механізм взаємодії в зоні різання дефектів в наплавленому покритті, зокрема, нестабільній твердості, що обумовлює змінні навантаження на інструмент.

При чистовій обробці наплавлених покриттів з великою неоднорідністю структури і властивостей виникають значні змінні навантаження на різальний інструмент, що інтенсифікує абразивно-механічну і втомну взаємодію в зоні різання і сприяє руйнуванню інструменту.

На рис. 4.2 представлений вид контактних ділянок інструменту з ПНТМ киборит із слідами зносу і руйнування.

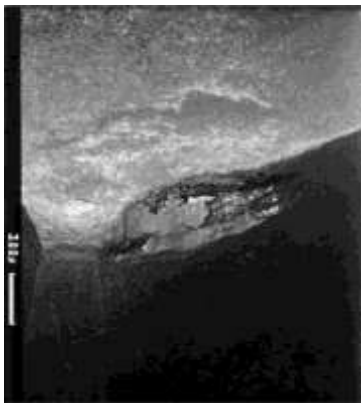


Рис. 4.2 Вид контактних ділянок інструменту з ПНТМ киборит ( $v = 2,0$  м/с;  $S = 0,1$

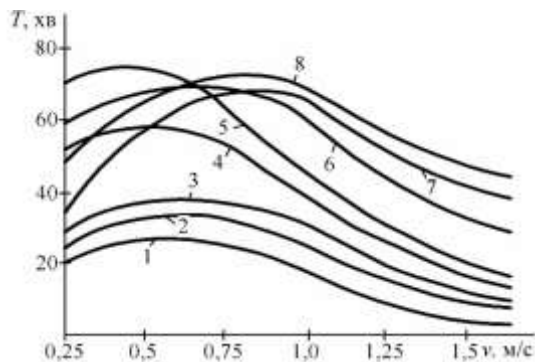


Рис. 4.3. Залежність стійкості різців від швидкості різання при чистовому точінні матеріалу, наплавленого дротом

*мм/об; t = 0,2 мм) після точіння  
покриття, отриманого  
плазмовим наплавленням  
порошком  
ПГ-СР4*

*ПП-Нп-10Х14Т (S = 0,1 мм/об; t = 0,2 мм;  
h<sub>з</sub> = 0,4 мм): 1 – мінералокерамика ВОК-  
60; 2 – ПНТМ композит 01; 3 – ПНТМ  
композит 05; 4 – ПНТМ композит 09;  
5 – ПНТМ томал 10; 6 – ПНТМ ДПНБ;  
7 – ПНТМ композит 10; 8 – ПНТМ киборит*

У міру збільшення зносу таких різців, вони не втрачають різальної здатності до досягнення фаскою зносу критичної величини, досягненні якої, із-за збільшення змінних сил різання, відбувається руйнування робочих поверхонь інструменту.

Інструменти з ПНТМ на основі КНБ порівняно з інструментами, оснащеними твердими сплавами, мають підвищену працездатність при обробці наплавлених покриттів (рис. 4.3). Наприклад, при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, спостерігається швидкий знос різців з твердого сплаву Т15К6, тоді як інструменти з ПНТМ композит 10 мають в цих умовах істотно велику стійкість, особливо при високій швидкості різання.

При виборі матеріалу для різального інструменту треба враховувати, що інструменти з різними ПНТМ на основі КНБ при обробці покриттів так само мають істотно різну працездатність. Так, різці з ПНТМ киборит, при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА і ПП-Нп-30Х5Г2СМ, мають більшу стійкість, ніж інструменти з ПНТМ композит 10, ПНТМ композит 01.

Характерною особливістю інструментів, оснащених ПНТМ на основі КНБ, є те, що зі збільшенням твердості наплавленого матеріалу їх стійкість знижується не так значно, як це має місце у інструментів з твердих сплавів, що дозволяє їх ефективно використовувати навіть при великій неоднорідності покриттів, наплавлених порошковими дротами.

Стійкість різального інструменту при обробці неоднорідних наплавлених покриттів обумовлює продуктивність процесу різання і собівартість обробки, які у свою чергу визначаються такими характеристиками як шлях різання, площу обробленої поверхні і об'єм видаленого матеріалу при забезпеченні необхідної якості обробки, також залежної від міри неоднорідності і дефектності наплавленого шару.

Вибравши певний період стійкості інструменту, що забезпечує необхідну якість обробки, визначається оптимальна швидкість різання з урахуванням неоднорідності структури наплавленого покриття, при якій забезпечується вибрана стійкість різального інструменту.

На рис. 4.4 представлені стійкісні залежності для різців з ПНТМ композит 10 і з твердого сплаву Т15К6 при чистовому точінні покриттів, наплавлених різними дротами, з яких видно, що стійкість різців з ПНТМ в 3-6 разів вище за стійкість різців з твердого сплаву при оптимальних швидкостях різання.

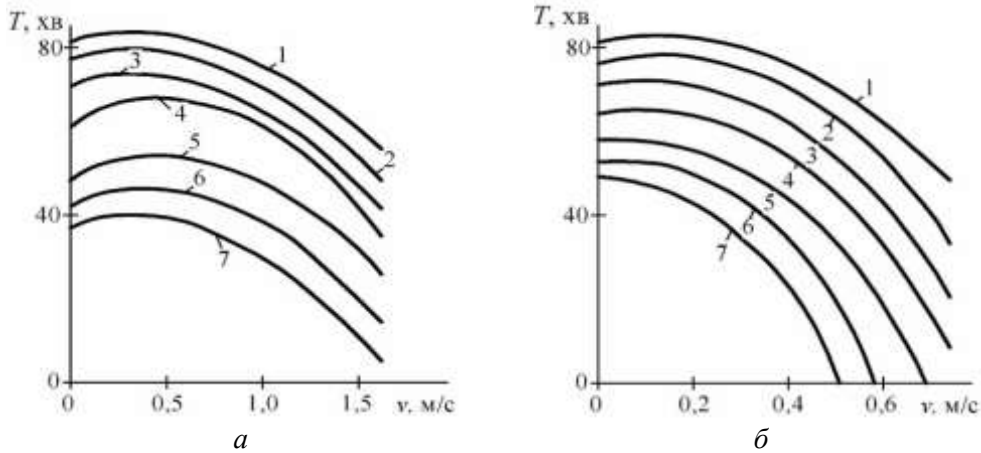


Рис. 4.4 Вплив швидкості різання на стійкість різців з ПНТМ композит 10 (а) і з твердого сплаву Т15К6 (б) при чорновому точінні покриттів, наплавлених дротами  $Hn-C\delta 08$  (1),  $Hn-Y8A$  (2),  $Hn-30XГСА$  (3),  $Hn-12X18H9T$  (4), ПП- $Hn-25X5\Phi MC$  (5), ПП- $Hn-10X14T$  (6), ПП- $Hn-30X5Г2СМ$  (7) ( $S = 0,2$  мм/об;  $t = 1,0$  мм;  $h_3 = 0,6$  мм)

Різний характер зміни і величина максимальної стійкості різців, оснащених різними матеріалами, пояснюються, в основному, різною неоднорідністю і дефектністю оброблюваних наплавлених покриттів, а також різною інтенсивністю взаємодії інструменту із стружкой і оброблюваним виробом. На величину і положення екстремуму і розсіювання значень стійкості інструментів роблять вплив розглянуті вище характеристики неоднорідності і дефектності структури зрізуваних шарів наплавлених покриттів. Розташування на кривих залежностей в полі «стійкість інструмента-швидкість різання» обумовлено неоднорідністю і дефектністю оброблюваних наплавлених покриттів. Залежності довжини шляху різання від швидкості різання при чистовому точінні тих же наплавлених покриттів різцями з ПНТМ композит 10 і з твердого сплаву Т15К6 мають екстремальний характер (рис. 4.5).

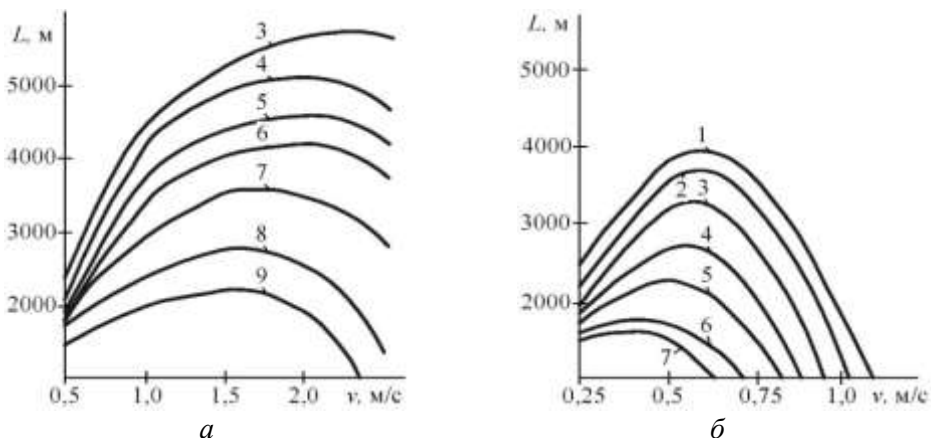


Рис. 4.5. Вплив швидкості різання на шлях різання при чистовому точінні різцями з ПНТМ композит 10 (а) і з твердого сплаву Т15К6 (б) покриттів, наплавлених дротами Нп-Св08 (1), Нп-У8А (2), Нп-30ХГСА (3), Нп-12Х18Н9Т (4), ПП-Нп-25Х5ФМС (5), ПП-Нп-10Х14Т (6), ПП-Нп-30Х5Г2СМ (7), ПП-Нп-250Х10В8С2Т (8) і стрічкою Нп-65Г (9) ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_3 = 0,6$  мм)

При оптимальній швидкості різання довжина шляху різання має також екстремальну залежність від товщини зрізу. Так, при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА, ПП-Нп-30Х5Г2СМ і стрічкою Нп-65Г, максимальна довжина шляху різання інструментами з ПНТМ композит 10 спостерігається при товщині зрізу 0,1; 0,07 і 0,05 мм відповідно.

Шлях різання, як одна з головних характеристик працездатності різальних інструментів, залежить від твердості наплавленого покриття і швидкості різання. Зі збільшенням твердості наплавленого покриття максимальний шлях різання при обробці різцями з ПНТМ знижується трохи і працездатність інструментів залишається високою. Відносно слабо змінюється і оптимальна швидкість різання. Так, якщо при чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, оптимальна швидкість різання знаходиться в межах 2,2...2,4 м/с, то при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, вона складає 1,5...1,8 м/с.

Вузький діапазон оптимальних швидкостей різання при чистовому точінні наплавлених покриттів високої твердості різцями, оснащеними ПНТМ, обумовлює необхідність визначати у кожному конкретному випадку залежність довжини шляху різання  $L$  від швидкості різання  $v$  і по діапазону швидкості різання, де шлях різання максимальний, призначати оптимальну швидкість різання для групи подібних наплавлених покриттів з близькими показниками неоднорідності.

Як було вказано вище, працездатність різальних інструментів може бути оцінена максимальною площею обробленої поверхні за одиницю часу,

наприклад, за період стійкості. Такий показник працездатності інструменту може бути застосований при напівчистовій обробці, коли величина вибраної подачі, в сукупності зі зміненою формою вершини різця, мало впливає на шорсткість обробленої поверхні. Для виробів з наплавленими покриттями цю характеристику доцільно застосовувати після термомеханічної обробки, коли на поверхні деталі мають місце невеликі макронерівності, а обробка здійснюється з великими подачами. Площа обробленої поверхні визначається по залежності

$$F = T \cdot v \cdot S. \quad (4.11)$$

На рис. 4.6 представлені залежності площі обробленої поверхні, наплавленої дротами Нп-30ХГСА і ПП-Нп-30Х5Г2СМ, від подачі при чистовому точінні різцями з ПНТМ композит 10 і з твердого сплаву Т15К6.

Залежності мають екстремальний характер, що обумовлює необхідність при напівчистових операціях їх оптимізації і визначення максимальної площі залежно від зміни подачі. Екстремальний характер залежності продуктивності обробки від зміни подачі пояснюється впливом неоднорідності наплавленого зрізаного шару і дефектністю його будови, які викликають змінні навантаження, що діють на інструмент, інтенсифікуючи його руйнування.

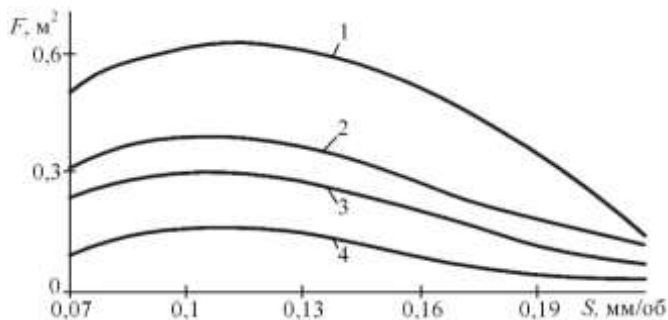


Рис. 4.6. Вплив подачі на площу обробленої поверхні при точінні різцями з ПНТМ композит 10 (1, 2) і з твердого сплаву Т15К6 (3, 4) ( $v = 1,5$  м/с;  $t = 0,2$  мм;  $h_z = 0,6$  мм) покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (1, 3), ПП-Нп-10Х14Т (2, 4)

Якщо обробка наплавленого покриття здійснюється за декілька проходів, то такі характеристики як максимальна довжина шляху різання і максимальна площа обробленої поверхні не досить характеризують працездатність різальних інструментів. В цьому випадку слід встановити залежність об'єму зрізаного матеріалу від глибини різання при прийнятих швидкості різання і подачі за формулою

$$W = T \cdot v \cdot S \cdot t. \quad (4.12)$$

Цією характеристикою працездатності інструменту доцільно користуватися при порівнянні показників різних операцій механічної

обробки, вибираючи ту, яка забезпечує більше знімання матеріалу в одиницю часу. При цьому необхідно провести також порівняння варіантів обробки за собівартістю, оскільки цей показник враховує вартість інструменту.

На рис. 4.7 представлені залежності об'єму зрізаного покриття, наплавленого дротами Нп-30ХГСА і ПП-Нп-30Х5Г2СМ, від глибини різання при напівчистовому точінні різцями з ПНТМ композит 10 і з твердого сплаву Т15К6.

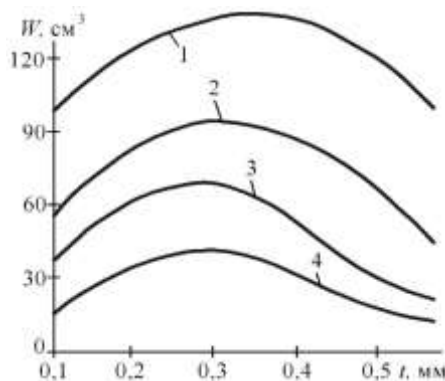


Рис. 4.7. Вплив глибини різання при точінні різцями з ПНТМ композит 10 (1, 2) і з твердого сплаву Т15К6 (3, 4) ( $v = 1,5$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $h_z = 0,6$  мм) на видалений об'єм покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (1, 3), ПП-Нп-10Х14Т (2, 4)

Враховуючи, що залежності мають екстремальний характер при вибраних швидкостях різання і подачах, величина об'єму зрізаного матеріалу може бути оптимізована і тим самим визначена оптимальна глибина різання, при якій забезпечується працездатність різального інструменту з найбільшою продуктивністю процесу обробки. Такий характер зміни об'єму зрізаного матеріалу від глибини різання також пояснюється впливом неоднорідності наплавленого покриття на процес зношування і руйнування різального інструменту.

Таким чином, при оцінці показників працездатності інструментів необхідно враховувати вплив на них характеристик неоднорідності і дефектності наплавленого покриття. При чистовій обробці наплавлених покриттів оптимальна швидкість різання може бути визначена по залежності

$$v_{\text{опт}} = \frac{C_v \prod_{i=1}^n K_{v_i}}{T_{\text{опт}}^m S^{y_v} t^{x_v} K_n} \quad (4.13)$$

У табл. 4.1 представлені вихідні дані для розрахунку швидкості різання при точінні покриттів різцями з ПНТМ композит 10 по залежності (4.13).

Таблиця 4.1. Значення коефіцієнтів і показників степені в залежності (4.13)

Наплавлене покриття	HRC	Коефіцієнти				
		$C_v$	$K_n$	$y_v$	$x_v$	$m$
дротом Нп-30ХГСА	35	190	3,0	1,05	1,25	1,33
дротом Нп-12Х18Н9Т	38	110	3,5	1,30	1,53	0,93
дротом ПП-Нп-25Х5ФМС	38	105	3,6	1,10	1,35	0,76
дротом ПП-Нп-10Х14Т	52	85	4,8	1,20	1,65	0,91
дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ	56	80	5,6	1,25	1,78	0,96
дротом ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	60	71	5,5	1,10	1,37	1,27
стрічкою Нл-65Г	64	72	6,0	1,15	1,65	1,12

\* геометричні параметри різців :  $\gamma = -10$  ;  $\alpha = \alpha_1 = 16$  ;  $\varphi = 40$  ;  $\varphi_1 = 20$  ;  $\lambda = 0$  ;  
 $l_f = 0,2 \dots 0,4$  мм; або  $r = 0,6 \dots 1,0$  мм.

Усадка стружки з підвищенням швидкості різання при точінні наплавлених матеріалів змінюється не так значно, як при точінні сталей. Криві зміни усадки стружки від швидкості різання (рис. 4.8) мають екстремальний характер при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6, що пояснюється наростоутворенням. При точінні різцями з ПНТМ композит 10 тих же покриттів екстремум відсутній, оскільки відсутній нарід на інструменті.

#### 4.1.1.3. Взаємозв'язок характеристик процесу різання наплавлених покриттів

На рис. 4.9, а представлені залежності основних характеристик процесу різання від швидкості різання при чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 без застосування ЗОТС. Видно, що зі збільшенням швидкості різання коефіцієнти тертя і усадки стружки мають великі значення для твердосплавних різців. Значним величинам коефіцієнтів тертя і усадки стружки при точінні різцями з твердого сплаву відповідають великі сили різання і температури в контактній зоні при однакових швидкостях різання. Характер зміни сил різання при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 аналогічний характеру зміни коефіцієнтів тертя і усадки стружки, але їх величини на 20-30 % більше при точінні різцями з твердого сплаву різцями. Температура різання при цьому вище на 30...35 %.

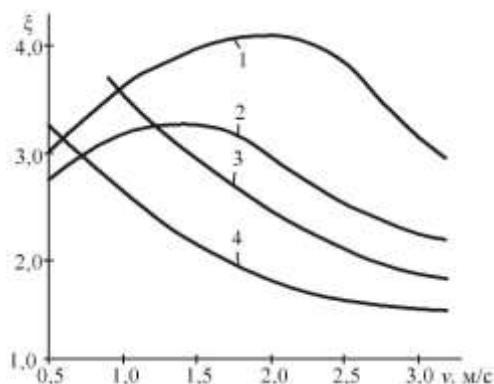


Рис. 4.8. Вплив швидкості різання на усадку стружки при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6 (1, 2) ( $S = 0,2$  мм/об;  $t = 2$  мм;  $h_s = 0,1$  мм;  $\delta = 90^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 5^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $r = 1$  мм) і з ПНТМ композит 10 (3, 4) ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,3$  мм;  $h_s = 0,1$  мм;  $\delta = 90^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 15^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $r = 0,6$  мм) сталі 30ХГСА (1, 3) і покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА (2, 4)

Різний характер стружкоутворення і тертя на контактних ділянках інструменту при збільшенні швидкості різання обумовлюють меншу стійкість різців з твердого сплаву, формування більш високих нерівностей на обробленій поверхні, великої щільності дислокацій, глибини наклепаного шару і величини залишкових напружень розтягу в поверхневому шарі обробленого виробу.

Аналіз зміни характеристик процесу різання при збільшенні швидкості різання дозволяє визначити оптимальні швидкості при чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, –  $v_{\text{опт}} = 1,2 \dots 1,5$  м/с і  $v_{\text{опт}} = 2,2 \dots 2,5$  м/с для різця з твердого сплаву і з ПНТМ відповідно. Вказаним швидкостям різання відповідають близькі значення стійкості інструментів, проте в другому випадку має місце велика продуктивність обробки при більш високій якості обробленої поверхні.

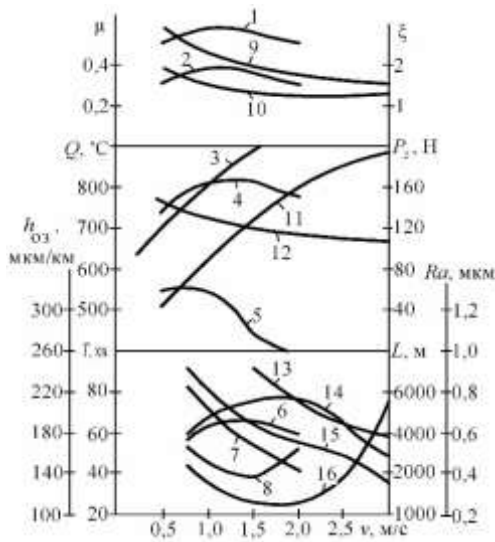
У той же час, враховуючи більш високі ціни на інструмент з ПНТМ на основі КНБ, їх доцільно рекомендувати для обробки наплавлених покриттів низької твердості в особливих випадках, наприклад, при необхідності заміни операції шліфування точінням.

На рис. 4.9, б представлені результати досліджень зміни характеристик процесу чистового точіння матеріалу, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10, залежно від швидкості різання. В зв'язку з більшою пластичністю оброблюваного матеріалу, що пов'язано з наявністю в наплавленому покритті 9% нікелю, характер зміни показників працездатності і якості обробленої поверхні при чистовому точінні твердосплавними різцями і різцями з ПНТМ на основі КНБ відрізняється в значно більшій мірі.

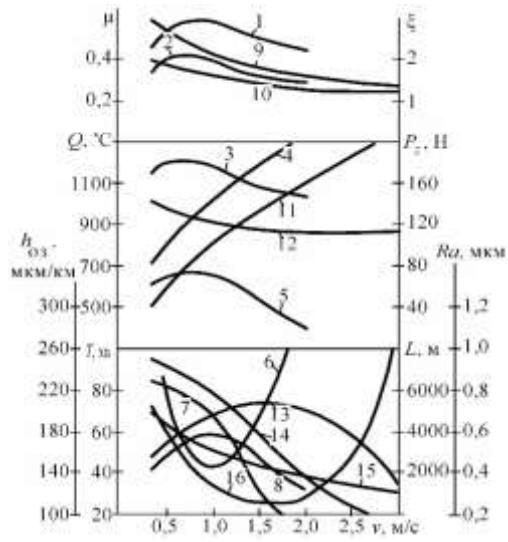
Обробка покриття, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, супроводжується більш високою температурою різання як при використанні різців з твердого сплаву, так і при точінні різцями з ПНТМ композит 10. Але якщо твердий сплав при

температурах різання 1000...1100° С втрачає свої різальні властивості, то для ПНТМ це рівень температур близьких до оптимальної.

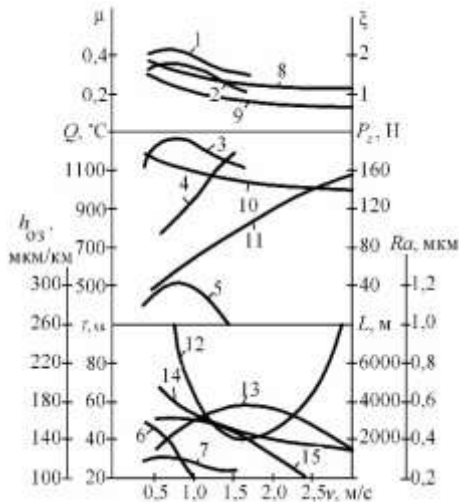
Якість поверхневого шару виробу з покриттям після точіння різцями з ПНТМ композит 10 набагато вище, ніж після точіння твердосплавними різцями, що пов'язано з відмінністю параметрів контактної взаємодії при високій температурі.



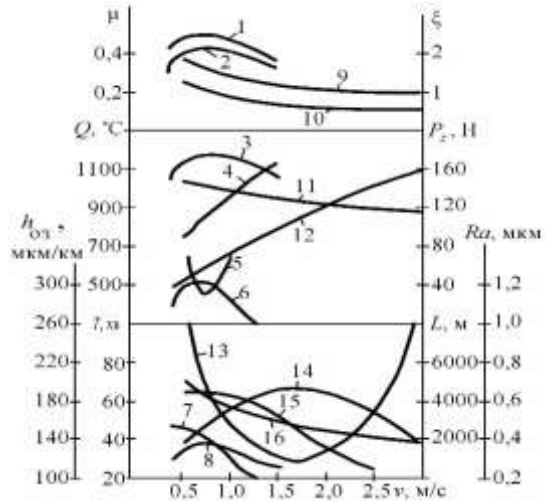
а



б



в



г

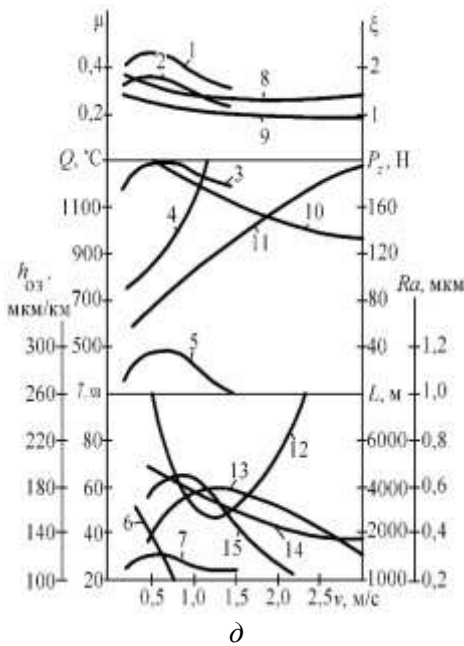


Рис. 4.9. Вплив швидкості різання ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_3 = 0,2$  мм) на характеристики процесу різання при чистовому точінні покриття Нп-30ХГСА (а), Нп-12Х18Н9Т (б), ПП-Нп-25Х5ФМС (в), ПП-Нп-10Х14Т (г), ПП-Нп-30Х5Г2СМ (д): а – різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-8) і з ПНТМ композит 10 (9-16):  $\zeta$  (1, 9),  $\mu$  (2, 10),  $\theta$  (3, 11),  $P_z$  (4, 12),  $Ra$  (5, 13),  $Q$  (6, 14),  $L$  (7, 15),  $h_{\text{вз}}$  (8, 16); б – різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-8) і з ПНТМ композит 10 (9-16) :  $\zeta$  (1, 9),  $\mu$  (2, 10),  $P_z$  (3, 12),  $\theta$  (4, 11),  $Ra$  (5, 15),  $Q$  (7, 14),  $L$  (8, 13),  $h_{\text{вз}}$  (6, 16); в, д – різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-7) і з ПНТМ композит 10 (8-15):  $\zeta$  (1, 8),  $\mu$  (2, 9),  $P_z$  (3, 10),  $\theta$  (4, 11),  $Ra$  (5, 14),  $Q$  (6, 15),  $L$  (7, 13),  $h_{\text{вз}}$  (12); г – різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-8) і з ПНТМ композит 10 (9-16):  $\zeta$  (1, 9),  $\mu$  (2, 10),  $P_z$  (3, 11),  $\theta$  (4, 12),  $Ra$  (6, 16),  $Q$  (7, 15),  $L$  (8, 14),  $h_{\text{вз}}$  (5, 13)

Висота нерівностей після обробки різцями з твердим сплавом Т15К6 в 2 рази вище, ніж після точіння різцями з ПНТМ. У першому випадку має місце велика щільність дислокацій і глибина наклепаного шару, а також велика величина залишкових напружень розтягу в поверхневому шарі.

Аналіз зміни характеристик процесу чистового точіння покриття, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, різцями з твердого сплаву Т15К6 показує, що оптимальна швидкість різання складає  $v_{\text{опт}} = 1,0$  м/с. У той же час, при обробці такими різцями неможливо отримати високу якість обробленої поверхні, у зв'язку з чим, рекомендувати таку обробку для застосування у виробничих умовах недоцільно.

У цих умовах, незважаючи на відносно низьку твердість наплавленого покриття, ефективно застосування різців з ПНТМ на основі КНБ. Оптимальна швидкість різання при чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, такими різцями  $v_{\text{опт}} = 2,0 \dots 2,5$  м/с.

При збільшенні кількості мікропор і тріщин в структурі, неоднорідності хімічного складу наплавленого покриття істотніше проявляються відмінності в характері зміни таких характеристик процесу різання, як коефіцієнти тертя і усадки стружки в поперечному перерізі, складові сили різання  $P_z$  і середня температура різання. На рис. 4.9, в представлені залежності характеристик

процесу точіння різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 покриттів, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС.

Велика кількість дефектів в структурі оброблюваного покриття призводить до виникнення змінних навантажень на інструмент і при порівняно низькій теплостійкості твердого сплаву, обумовлює швидке зношування або руйнування інструменту. Незважаючи на відносно невелику твердість покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС, стійкість інструменту з твердого сплаву Т15К6 і шлях різання мають невеликі значення, а характеристики якості обробленої поверхні, гірше, ніж досягаються при точінні покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА і Нп-12Х18Н9Т. З цієї причини твердосплавні інструменти не рекомендуються для чистового точіння цього наплавленого покриття. Оптимальна швидкість різання для різців з ПНТМ композит 10 складає  $v_{opt} = 1,5 \dots 2,0$  м/с.

Вплив швидкості різання на характеристики чистового точіння твердосплавними різцями і різцями з ПНТМ покриття високої твердості, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, має значні відмінності від розглянутого вище (рис. 4.9, з). Для випадку обробки різцями з твердого сплаву Т15К6 залежності характеристик процесу від швидкості різання зміщені в сторону порівняно низьких швидкостей. При цьому спостерігається значна, у декілька разів, кількісна відмінність характеристик процесу від аналогічних показників для чистового точіння різцями з ПНТМ композит 10. Це пояснюється високими температурами різання, що виникають при обробці наплавленого покриття.

Працездатність різців з ПНТМ композит 10 при оптимальних швидкостях різання в 3-4 рази вище, ніж у різців з твердого сплаву Т15К6. Обробка різцями з ПНТМ дозволяє отримати менші шорсткість обробленої поверхні, щільність дислокацій, глибину наклепаного шару і величину залишкових напружень розтягу в поверхневому шарі обробленого виробу. При цьому інструмент має велику стійкість і характеризується великим шляхом різання.

При обробці покриттів високої твердості якнайповніше позначаються такі властивості ПНТМ композит 10, як висока мікротвердість, відносно високі міцність на вигин і теплостійкість.

На рис. 9, д показаний вплив швидкості різання на основні характеристики процесу різання на прикладі чистового точіння різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 покриттів, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ. При точінні різцями з твердого сплаву, діапазон зміни швидкості різання можна розбити на ділянки 0,2...0,5; 0,5...1,0 і 1,0...1,5 м/с. Збільшення швидкості різання, в межах першої ділянки, призводить до зростання коефіцієнтів усадки стружки і тертя, що викликано інтенсифікацією наростотворення на передній поверхні інструменту. Температура різання зростає до 800 °С. Інтенсивність відносного зносу різця по задній поверхні в цей період знижується, а шорсткість обробленої поверхні зростає, що викликано дією наросту.

При роботі в цьому діапазоні швидкостей різання інструмент має високу зносостійкість, а шлях різання зростає. Спостерігається велика щільність дислокацій,

глибина наклепаного шару збільшується, а залишкові напруження розтягу в поверхневому шарі виробу знижується. При обробці інструментом з твердого сплаву в діапазоні швидкостей різання 0,2...0,5 м/с якість обробленої поверхні погіршується із-за впливу нестабільності наросту на різці, що викликано наявністю в структурі покриттів дефектів. Процес обробки супроводжується вібраціями.

У діапазоні швидкостей різання 0,5...1,0 м/с коефіцієнти тертя і усадки стружки, сила різання і шорсткість обробленої поверхні підвищуються, а температура різання досягає до 1000° С, що призводить до різкого зниження стійкості різця. Відмічене викликане виродженням наросту, який під дією дефектів в оброблюваному матеріалі регулярно сходить з різця, погіршуючи стан поверхневого шару обробленого виробу.

Причиною інтенсивного зносу різця при точінні з вказаними швидкостями різання є збільшення температури різання.

Підвищення швидкості різання від 1,0 до 1,5 м/с приводить до збільшення температури різання від 1000 до 1300° С. Як наслідок, знижуються коефіцієнти тертя і усадки стружки, сили різання і шорсткість обробленої поверхні. Проте стійкість різця складає декілька хвилин, а шлях різання досягає 300...400 м, що не дозволяє надійно проаналізувати зміну характеристик процесу різання і якості обробленої поверхні. При швидкості різання > 1,0 м/с різці з твердого сплаву є непрацездатними.

При точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ, різцями з ПНТМ композит 10 діапазон швидкостей різання може бути розбитий на дві ділянки – 0,5...1,5 і 1,5...3,0 м/с.

Підвищення швидкості різання від 0,5 до 1,5 м/с обумовлює збільшення температури різання від 500° С до 800° С, що призводить до зниження коефіцієнтів тертя і усадки стружки, складової сили різання  $P_z$ , зменшенню відносного зносу різця і шорсткості обробленої поверхні, знижується щільність дислокацій і глибина наклепаного шару, а залишкові напруження в поверхневому шарі переходять від тих, що розтягують до тих, що стискають. Таким чином, даний діапазон швидкостей різання пов'язаний з поліпшенням стану поверхневого шару обробленого виробу.

Подальше збільшення швидкості різання до 3,0 м/с пов'язано з підвищенням температури в зоні різання до 1100° С, наслідком чого є деяка зміна коефіцієнтів тертя і усадки стружки, що становить сили різання  $P_z$  і шорсткості обробленої поверхні. У той же час, інтенсивність зносу інструменту при швидкості різання  $\leq 2,5$  м/с повільно зростає, а при більшій швидкості різання різко збільшується. Ймовірно, це пов'язано з тим, що при температурі в зоні різання 1050° С різальні властивості різців з ПНТМ композит 10 помітно знижуються. Оптимальна швидкість різання при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ, різцями з ПНТМ знаходиться в інтервалі  $v_{opt} = 1,5...2,0$  м/с. При цих швидкостях різання спостерігається стабілізація усадки стружки і коефіцієнта тертя, сили різання і шорсткості обробленої поверхні.

Таким чином, різці з ПНТМ особливо ефективні при обробці наплавлених покриттів високої твердості при швидкостях різання, яким відповідає температура різання 950...1050 °С. Наявність в наплавленому покритті дефектів структури робить вплив на інтенсивність відносного зносу різця і сприяє виникненню його вібрацій, що обмежує величину швидкості різання. Аналогічний вплив швидкості різання на інтенсивність зносу різців з ПНТМ композит 10 спостерігається при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-250Х10В8С2Т і стрічкою Нл-65Г (рис. 4.10), що характеризуються високою твердістю і підвищеною концентрацією різних дефектів в структурі.

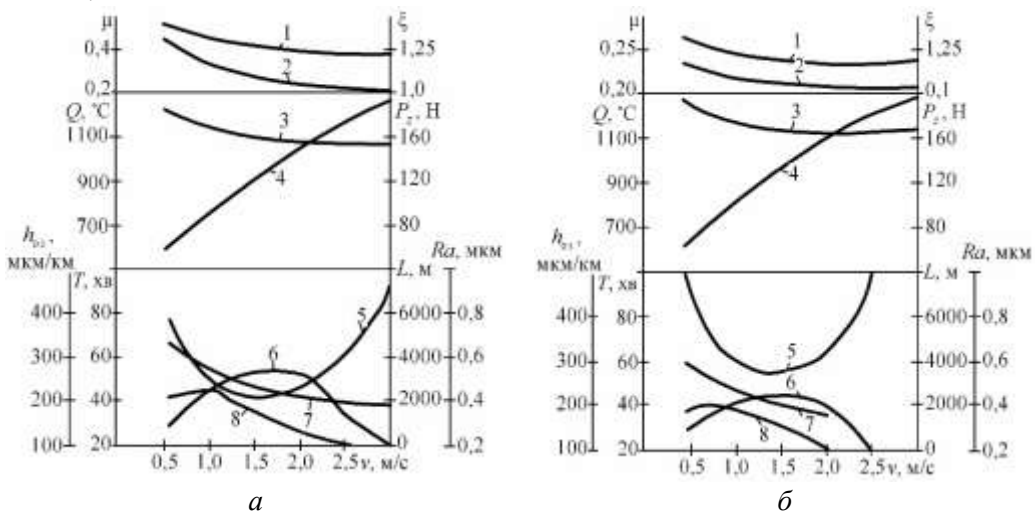


Рис. 4.10. Вплив швидкості різання ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_3 = 0,2$  мм) при чистовому точінні покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-250Х10В8С2Т (а) і стрічкою Нл-65Г (б), різцями з ПНТМ композит 10 на характеристики процесу різання:  $\xi$  (1),  $\mu$  (2),  $P_z$  (3),  $Q$  (4),  $h_{сз}$  (5),  $L$  (6),  $Ra$  (7),  $T$  (8)

Процес чистового точіння покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-250Х10В8С2Т, відрізняється від розглянутого у попередньому випадку більшою величиною коефіцієнта тертя в зоні обробки і меншою величиною коефіцієнта усадки стружки. Це пов'язано зі значно більшою крихкістю і наявністю великої кількості дефектів в структурі цього наплавленого покриття. Разом з високою твердістю, дефектність структури матеріалу не дозволяє застосовувати для його ефективної обробки різці з твердого сплаву.

Малоефективні в цих умовах і різці з ПНТМ композит 10, що пов'язано з виникненням при обробці вібрацій інструменту, які, разом з високою температурою в зоні різання, інтенсифікують зношування інструменту. Оптимальна швидкість

різання при тонкому точінні наплавленого покриття типу високоміцного чавуну складає  $v_{opt} = 1,0 \dots 1,2$  м/с.

У шарі покриття, наплавленому стрічкою Нл-65Г, спостерігається істотно менше різних дефектів, ніж в покриттях, наплавлених порошковими самозахисними дротами. Це дозволяє при їх обробці ефективніше використати різці з ПНТМ на основі КНБ, які, незважаючи на високу твердість оброблюваного матеріалу, мають велику стійкість і менший відносний знос. Оптимальна швидкість різання –  $v_{opt} = 1,2 \dots 1,5$  м/с. Таким чином, при призначенні оптимальних швидкостей різання для обробки наплавлених покриттів необхідно звернути увагу на неоднорідність наплавленого шару, яка проявляється в наявності різного виду дефектів структури, нестабільності фізико-механічних властивостей.

Вплив подачі на основні характеристики процесу різання розглянемо на прикладі обробки покриття, наплавленого дротом ПП-Пп-10Х14Т, різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10. Окрім представлених вище характеристик розглянемо також залежність коефіцієнта тертя від зміни тиску.

Залежності  $\mu = f(q)$  (рис. 4.11) для пар твердий сплав Т15К6 – покриття, наплавлене дротом ПП-Пп-10Х14Т, і ПНТМ композит 10 – покриття, наплавлене дротом ПП-Пп-10Х14Т, мають якісно однаковий характер, але з різним розташуванням екстремуму. Це пояснюється різною твердістю і хімічною активністю до заліза матеріалів використовуваних інструментів. Оптимальний за величиною коефіцієнта тертя тиск для першої пари матеріалів є досить низьким – 800...900 МПа. Можна припустити, що твердосплавні різці будуть найбільш ефективні при напівчистовій і чорновій обробці покриттів.

Хоча збільшення подачі призводить до зниження коефіцієнта усадки стружки, на характеристиках працездатності інструменту і якості обробленої поверхні це не відбувається. Подача більшою мірою впливає на температуру різання, яка сильніше збільшується при точінні різцями з твердого сплаву. Зміна подачі від 0,08 до 0,2 мм/об призводить до зростання температури різання від 800 до 1000 °С, тобто до такої температури, при якій різці з твердого сплаву Т15К6 втрачають працездатність. В цьому випадку, зі збільшенням подачі необхідно знижувати швидкість різання, забезпечивши проведення процесу обробки з оптимальною температурою різання і мінімальним зносом інструменту. Збільшення подачі при точінні різцями з ПНТМ композит 10 у меншій мірі сприяє зростанню температури різання. Так, при зміні подачі від 0,1 до 0,2 мм/об, температура різання зростає від 800 до 870 °С. Тому, величина оптимальної швидкості різання, характерна для роботи з подачею 0,1 мм/об, має бути дещо понижена при точінні з подачею 0,2 мм/об для збереження оптимальної температури різання.

Тангенціальна складова сили різання  $P_z$  при збільшенні подачі зростає більшою мірою при точінні твердосплавними різцями, що пояснюється більшою усадкою стружки. Характеристики працездатності інструменту і якості обробленої поверхні при збільшенні подачі для точіння інструментами з твердого сплаву і з

ПНТМ композит 10 різні. Попри те, що стійкість інструментів зі зміною подачі відрізняється трохи, величина площі обробленої поверхні при точінні різцями з ПНТМ в 3-4 рази більша, ніж при обробці різцями з твердого сплаву. Крім того, інтенсивність відносного зносу останніх в 5-8 разів більше, ніж у різців з ПНТМ.

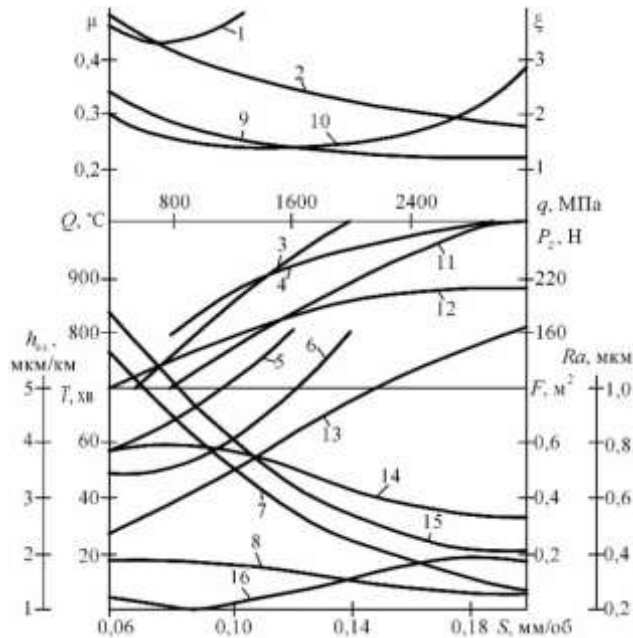


Рис. 4.11. Вплив подачі ( $v_x = 0,5 \text{ м/с}$ ;  $v_o = 1,5 \text{ м/с}$ ;  $t = 0,2 \text{ мм}$ ;  $h_z = 0,2 \text{ мм}$ ) при чистовому точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-7) і з ПНТМ композит 10 (8-15) на основні характеристики процесу  $\mu$  (1, 10),  $\xi$  (2, 9),  $P_z$  (3, 11),  $Q$  (4, 12),  $Ra$  (5, 13),  $h_{oz}$  (6, 16),  $T$  (7, 15),  $F$  (8, 14)

Проведений комплекс досліджень показує, різці з ПСТМ на основі КНБ можна ефективно застосовувати при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, з високими швидкостями різання і подачами 0,04...0,2 мм/об, а різці з твердим сплавом – при обробці з малими швидкостями різання і подачами 0,14...0,3 мм/об.

#### 4.1.2. Фізико-хімічні особливості зношування інструменту при обробці наплавлених покриттів

Для встановлення характеру взаємодії контактуючих матеріалів в процесі різання велике значення має вивчення робочих поверхонь різального інструменту.

На рис. 4.12 приведені спектри оже-електронів поверхні покриття, наплавленого спеченою стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, що не піддавалося обробці і обробленого інструментом з ПНТМ киборит, а в табл. 4.2 – її хімічний елементний склад, визначений з використанням методу коефіцієнтів елементної чутливості.

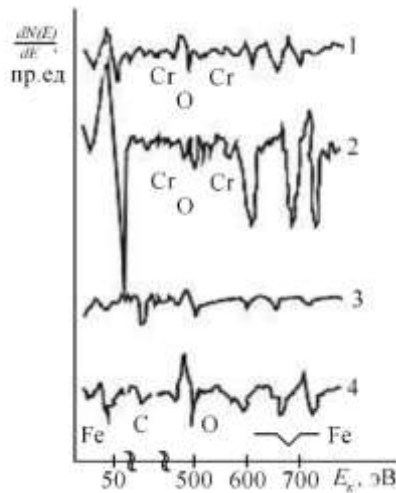


Рис. 4.12. Оже-спектри поверхонь покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, до і після точіння (2), а також різця з ПНТМ киборит після точіння (3) і подальшого травлення іонами  $Ar^+$  впродовж 130 хв (4)

Таблиця 4.2. Склад поверхні зразків

Зразок	Поверхня	Зміст елементів %			
		C	O	Cr	Fe
Покриття	Початкова	18	11	5	66
	Після обробки	10	6	7	77
ПНТМ киборит	Після контактування з покриттям	73	18	–	–
	те ж після травлення $Ar^+$ : – 30 хв;	20	40	–	40
	– 130 хв	21	36	–	43

В порівнянні з необробленою оброблена поверхня металу збіднена вуглецем і киснем, що може бути пов'язано з видаленням поверхневого шару, що містить оксиди і карбіди заліза і хрому. В оже-спектрах поверхні ПНТМ після контактування з металом наплавлення є присутніми лінії, що відповідають вуглецю, кисню, залізу і відсутні лінії елементів базового матеріалу – В і N, що пов'язано з перенесенням оброблюваного матеріалу на робочу частину інструменту. Хром на поверхні ПНТМ не зареєстрований (табл. 4.2).

Навіть при тривалому травленні зношеної контактної поверхні інструменту іонами  $\text{Ag}^+$  (130 хв) основний елемент оброблюваного матеріалу (залізо) не усувається і в оже-спектрах не появляються піки, що відповідають матричним елементам ПНТМ. Слід зазначити, що на поверхні інструменту є присутніми оксиди заліза, про що свідчить структура низькоенергетичної області оже-спектра.

Таким чином, при обробці інструментом з ПНТМ киборит покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, відбувається перенесення металу на контактні поверхні інструменту, внаслідок чого на них утворюється «наліт», що включає елементи оброблюваного матеріалу.

У спектрах вторинних електронів зареєстровані оже-лінії, відповідні KLL – переходам вуглецю і кисню, LMM – переходам заліза і хрому.

На рис. 4.13 приведені мас-спектри позитивних вторинних іонів з поверхні покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, після обробки, а в табл. 4.3 – відношення інтенсивності ліній, відповідних  $\text{Cr}^+$ ,  $\text{BN}^+$ , з'єднанням хрому і заліза з азотом, бором, киснем, вуглецем, до інтенсивності ліній заліза.

Як впливає з приведених даних, в результаті того, що травлення обробленої поверхні металу іонами кисню відбувається зміна форми спектру позитивних вторинних іонів, що виражається в зменшенні інтенсивності ліній іонів, відповідних  $\text{BN}^+$ ,  $\text{MeO}^+$ ,  $\text{MeC}^+$ ,  $\text{MeB}^+$ ,  $\text{MeN}^+$ , і зростанні ліній, що відповідають хрому і залізу.

Енергія Гіббса реакцій утворення оксидів, карбідів, нітриду хрому і заліза при температурі в зоні контактування ПНТМ з металом, в діапазоні 800...1200 °С негативна, що свідчить про можливість їх протікання [24].

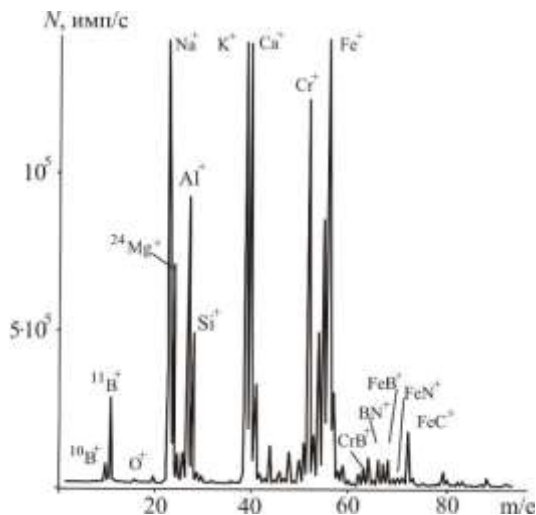


Рис. 4.13. Мас-спектри позитивних вторинних іонів поверхні інструменту з ПНТМ киборит після точіння покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС

Таблиця 4.3. Відношення інтенсивності ліній спектру вторинних позитивних іонів з поверхні обробленого металу

Поверхня	$\frac{^{52}\text{Cr}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{52}\text{Cr}^{11}\text{B}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{52}\text{CrN}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{52}\text{CrC}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{52}\text{CrO}^+}{^{56}\text{FeC}^+}$ $^{56}\text{Fe}^+$	$\frac{^{56}\text{Fe}^{11}\text{B}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{56}\text{FeN}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{56}\text{FeO}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$	$\frac{^{11}\text{BN}^+}{^{56}\text{Fe}^+}$
Після точіння	0,77	0,77	0,29	0,21	0,63	0,62	0,12	0,37	0,38
Після точіння і травлення іонами кисню:									
– 20 хв	0,82	0,35	0,14	0,05	0,32	0,34	0,08	0,19	0,22
– 30 хв	0,71	0,09	0,07	0,02	0,15	0,15	0,04	0,15	0,11

При обробці сплавів, легованих титаном, відбувається інтенсивне зношування інструменту з ПНТМ на основі КНБ. У мас-спектр їх негативних вторинних іонів його поверхні після контактування з покриттям, наплавленим порошковим дротом ПП-Нп-30Х4Г2М(0,2% Ti), є присутніми піки, відповідні  $\text{TiB}^-$ ,  $\text{TiN}^-$ ,  $\text{TiB}_2^-$ ,  $\text{TiN}_2^-$ , що свідчить про протікання хімічних реакцій між нітридом бору і титаном. Присутність піків, що відповідають з'єднанням титану з бором і азотом, зареєстрована також в спектрах негативних вторинних іонів обробленої поверхні покриття.

Енергія Гіббса реакцій утворення карбідів, нітриду і бориду титану негативна і значно більше за абсолютною величиною, ніж реакції взаємодії заліза з КНБ, що дає основу зробити припущення про інтенсивний характер протікання реакцій, утворення з'єднань бору і азоту з титаном.

Як показано в роботі [25], взаємодія в зоні різання може відбуватися з утворенням оксидів бору і алюмінію ( $\text{B}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), інтерметалідів ( $\text{CrAl}_4$ ,  $\text{FeAl}_3$ ,  $\text{NiAl}_3$ ), боридів ( $\text{Cr}_2\text{B}_2$ ). Проте якщо врахувати, що процес різання супроводжується термотрибоактивацією поверхневих об'ємів контактуючих матеріалів, при якій можлива поява хімічних сполук по реакціях утворення з позитивною величиною потенціалу Гіббса, то можна припустити появу і інших продуктів взаємодії.

Підтвердженням служать дані рис. 4.13 і табл. 4.3, які показують, що на контактних поверхнях деталі виявляються іони  $\text{FeV}^+$ , що свідчать про присутність бориду заліза, для реакції утворення яких потенціал Гіббса до температури  $1500^\circ\text{C}$  позитивний. Аналогічні сполуки є і на контактних ділянках працюючого інструменту.

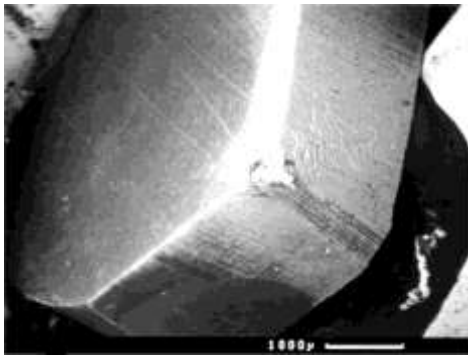
Таким чином, при обробці покриття на основі заліза інструментом з ПНТМ киборит в зоні контакту відбуваються хімічні реакції з утворенням нітриду, бориду, карбідів і оксидів елементів, що входять до складу контактуючих матеріалів.

На контактних поверхнях інструменту, внутрішній поверхні стружки і поверхні деталі в процесі різання утворюється шар нових хімічних сполук. Товщина цього шару значно вище на поверхнях інструменту (на два порядки).

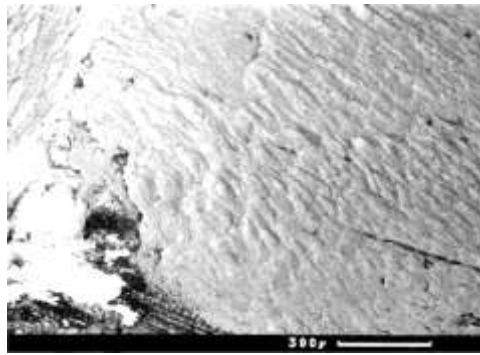
Вірогідним поясненням цього факту є утворення в контакті матеріал інструмента-оброблюваний матеріал рідкої фази, що складається зі знов утворених хімічних сполук, що розплавилися при температурі, що діяла в зоні різання. В результаті розриву контакту рідка фаза більш інтенсивно кристалізується на поверхнях різця у зв'язку з його більшою теплопровідністю і поверхневою енергією. Має місце перенесення оброблюваного матеріалу на контактні поверхні інструменту.

При обробці покриттів, що містять титан, відбувається інтенсивна взаємодія останнього з КНБ з утворенням нітриду і бориду титану, що може служити причиною підвищеної деструкції інструментального матеріалу і зносу різальної частини інструменту.

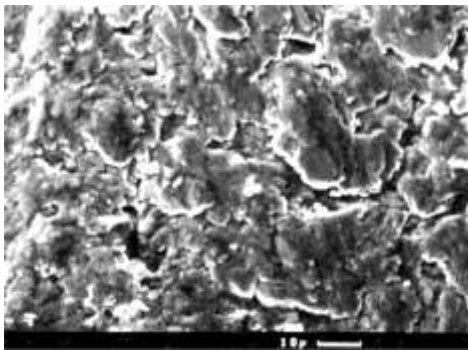
Аналіз отриманих даних і мікрофотографій зношеної частини інструменту дозволяє зробити висновок, що разом зі взаємним перенесенням оброблюваного матеріалу і матеріалу інструменту, зміною хімічного складу поверхневих шарів контактних поверхонь інструменту, має місце зміна складу поверхневого шару і на неконтактних ділянках, яке проявляється в утворенні «нальоту» на передній і задніх поверхнях різця або на їх окремих ділянках (рис. 4.14).



*a*



*б*



*в*

*Рис. 4.14. «Наліт» на робочих поверхнях різця з ПНТМ киборит при точінні покриття, наплавленого дротом Нп-10Р2М8 ( $v = 0,83$  м/с;  $S = 0,11$  мм/об;  $t = 0,3$  мм): а – загальний вигляд зношеної частини інструменту; б – фрагмент задньої поверхні інструменту з «нальотом»; в – морфологія «нальоту»*

Таке перенесення матеріалу на поверхні інструменту спостерігається в широкому діапазоні зміни умов різання. Залежно від режимів обробки і величини зносу інструменту змінюється зовнішній вигляд шару, його конфігурація і розташування відносно різальних кромки і вершини.

На передній поверхні різця він розташовується нерівномірно, займаючи все більшу площу із зростанням зносу інструменту. Зовні налиплий шар виглядає як рихле, лускате утворення.

Хімічний аналіз показав, що «наліт», як на передній, так і на задній поверхнях інструменту, складається із з'єднань елементів, що входять до складу контактуючих матеріалів, а також з продуктів їх взаємодії з киснем повітря.

Процес різання супроводжується утворенням на контактних поверхнях інструменту тонкого шару з'єднань з більш низькою в порівнянні з оброблюваним і інструментальними матеріалами температурою плавлення. В результаті цього контакт інструменту із стружкою і оброблюваним виробом відбувається в умовах рідкого тертя, тобто в зоні контакту реалізується механізм контактної реактивної плавлення. Це побічно підтверджується тим, що, наприклад, евтектика Fe-Fe<sub>2</sub>V плавиться при температурі 1177°С. Враховуючи, що в контакті можуть утворюватися складні з'єднання, наприклад, потрійні, температура їх плавлення може бути ще нижча.

Ще однією причиною утворення рідкої фази на контактних поверхнях інструменту є окислення ПНТМ, а також розм'якшення і плавлення наявного в його складі борного ангідриду.

Проведені дослідження підтверджують, що в діапазоні практично використовуваних швидкостей різання на знос інструменту з ПНТМ на основі КНБ робить вплив його хімічна взаємодія з оброблюваним матеріалом і докільям в зоні різання, що призводить до утворення і видалення рідкої фази із зон контакту. Це дозволяє пояснити відомий факт, що значення стійкості інструментів з різних ПНТМ на основі КНБ при обробці сталей і сплавів з високими швидкостями різання близькі між собою. Те ж саме відноситься до ПНТМ різної твердості, але виготовлених з однієї початкової сировини. Наявність шару з'єднань на неконтактних поверхнях інструменту неминуче робить вплив на температуру в зоні різання, оскільки змінює умови тепловідводу від поверхонь різця в докільям.

Аналіз результатів досліджень показує, що при високих швидкостях різання на долю евтектичного механізму припадає 20...30 % зносу інструменту, а на долю зносу, обумовленого окисненням матеріалу інструменту – до 50 %. Скрутно точніше оцінити, яка доля зносу інструменту визначається вказаними вище механізмами – це залежить від умов різання, визначальне навантаження і температуру в зоні контакту, і хімічного складу контактуючих матеріалів. При низьких швидкостях різання більше значення може мати механічне руйнування матеріалу інструменту. При значних швидкостях різання хімічна взаємодія контактуючих матеріалів і окислення матеріалу інструменту мають вирішальне значення.

Як приклад на рис. 4.15 представлені дані, отримані при точінні наплавлених покриттів твердістю 50...60 HRC.

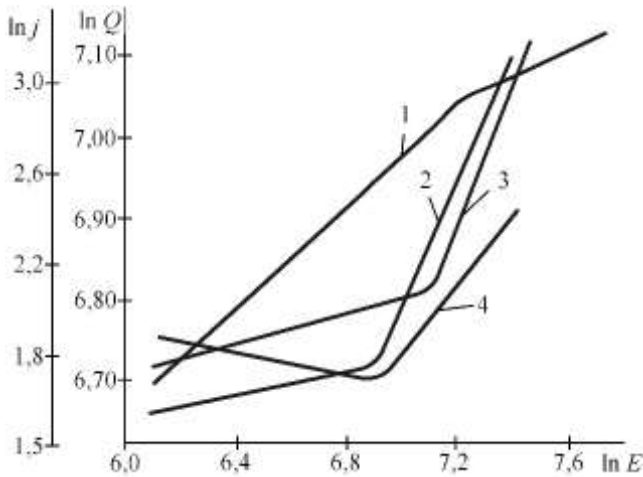


Рис. 4.15. Залежності температури різання  $Q$  (°C) (1, 3) і швидкості зношування інструменту з ПНТМ киборит  $j$  (мкм/хв) (2, 4) від питомої енергії  $E$  (Дж/с), що витрачається на процес різання ( $S = 0,12$  мм/об;  $t = 0,2$  мм) покриттів, наплавлених порошковим дротом ПП-Нп-25Х5ФМС (1, 4) і порошком ПГ-СР4 (2, 3)

В цьому випадку окислення ПНТМ на основі КНБ найсильніше впливає на знос інструменту за термобаричних умов, що відповідають потужності різання 1250...1350 Вт.

Облік передбачуваних механізмів зношування інструменту з ПНТМ на основі КНБ дозволяє керувати працездатністю інструменту як на стадії виробництва різальних елементів, так і в процесі його експлуатації.

Вводячи до складу ПНТМ або технологічного середовища речовини, що є інгібіторами реакцій взаємодії матеріалу інструменту з оброблюваним і елементами довкілля або речовини, що зсувають протікання цих реакцій у більш високотемпературну область, можна істотно збільшити продуктивність обробки виробів за рахунок зростання швидкості різання і підвищити стійкість різального інструменту.

#### 4.1.3. Знос лезового інструменту при точінні наплавлених покриттів

При точінні наплавлених покриттів зношування інструменту з ПНТМ на основі КНБ відбувається як по задній, так і по передній поверхнях. Найбільш інтенсивно інструмент зношується по задній поверхні в перші десять хвилин роботи. Надалі процес стабілізується і протікає з істотно меншою інтенсивністю аж до

катастрофічної стадії. Це характерно як для точіння по кірці, так і для чистової обробки. Так при точінні покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, із швидкістю різання 0,83 м/с за перші 14 хвилин роботи інструмент з ПНТМ киборит зношується по задній поверхні на величину 0,12 мм (30 % від допустимої величини зносу), а за подальші 14 хвилин – на 0,02 мм (5 % від допустимої величини зносу). Після 60...65 хвилин роботи починається період прискороного зношування інструменту. Цьому періоду відповідає різке збільшення сил різання і значне погіршення шорсткості обробленої поверхні.

Спочатку найбільше зношування інструменту проявляється в місці сходу зовнішнього краю стружки, а потім поширюється на усю робочу довжину головної різальної кромки і частково переходить на допоміжну задню поверхню. На останній стадії знос рівномірно розподілений по довжині робочої частини різальної кромки різця.

На рис. 4.16 показана кінетика зміни профілю різальної кромки різця з ПНТМ киборит. У міру зносу інструменту радіус округлення різальної кромки змінюється у відносно вузьких межах – від 22 мкм у гострого різця до 32 мкм у повністю зношеного. Це свідчить про близькі швидкості зношування інструменту по передній і задній поверхням.

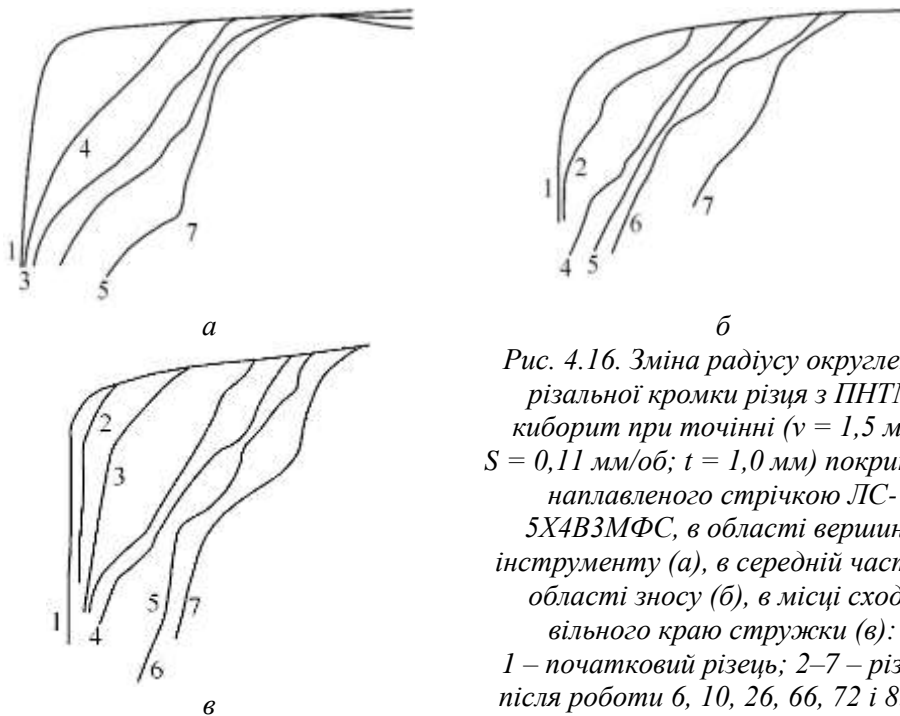


Рис. 4.16. Зміна радіусу округлення різальної кромки різця з ПНТМ киборит при точінні ( $v = 1,5$  м/с;  $S = 0,11$  мм/об;  $t = 1,0$  мм) покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, в області вершини інструменту (а), в середній частині області зносу (б), в місці сходу вільного краю стружки (в): 1 – початковий різець; 2–7 – різець після роботи 6, 10, 26, 66, 72 і 85 хв

Вже після 8 хвилин точіння покриття помітна зміна радіусу при вершині різця. В цілому за 54 хвилини точіння наплавлених покриттів радіус при вершині різця збільшується в 3-4 рази. При роботі впродовж цього часу спостерігається істотне руйнування різальної кромки на перехідній ділянці. При обробці покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-30Х4Г2М і стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, трансформація різальної кромки інструменту пов'язана з виходом лунки зносу на передній поверхні до різальної кромки (рис. 4.18). Найбільше опускання різальної кромки спостерігається в області вершини інструменту.

На рис. 4.17 показана зміна радіусу при вершині різця при точінні наплавлених покриттів з мартенситною структурою.

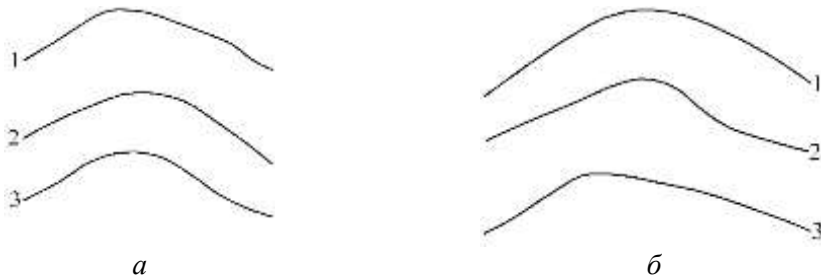
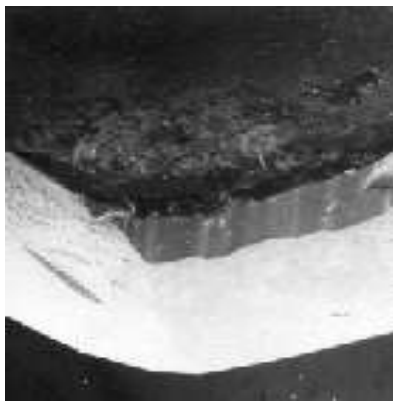


Рис 4.17. Радіуси при вершині різця з ПНТМ киборит при точінні впродовж 8 (а) і 54 (б) хв покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-25Х5ФМС (1), стрічкою ЛС-5Х4В3МФС (2) і дротом ПП-Нп-30Х4Г2М (3)



а



б

Рис. 4.18. Різальна кромка зношеного різця з ПНТМ киборит після 54 хв точіння покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-30Х4Г2М (а) і стрічкою ЛС-5Х4В3МФС (б)

При точінні м'якшого покриття (42...46 НРС) знос інструменту по задній поверхні істотно знижується і на протязі тривалого часу протікає шляхом

округлення різальної кромки. Утворення на передній поверхні інструменту лунки з великим радіусом кривизни, також обумовлює опускання його різальної кромки.

В результаті припрацювання інструменту величина радіусу округлення різальної кромки стабілізується, а працездатність різців значною мірою визначається зносом по передній поверхні, що викликає постійне опускання різальної кромки.

Вказані особливості зносу інструменту з ПНТМ слід враховувати при переточуванні, приділяючи більшу увагу обробці передньої поверхні різця. Крім того, враховуючи, що радіус округлення різальної кромки при зносі інструменту змінюється в 1,3...1,5 разу, а також те, що в перші 10...15 хвилин роботи інструмент зношується до 0,12...0,14 мм, для підвищення сумарного (з урахуванням кількості переточувань) періоду стійкості різця, при заточуванні треба перешліфувати інструменти не по всій ширині фаски зносу по задній поверхні, а залишати біля різальної кромки ділянку фаски шириною 0,10...0,12 мм. Це дозволить збільшити число переточувань інструменту з 4...5 до 6...7 і, отже, сумарний період стійкості інструменту.

Наплавлені покриття у більшості випадків є складнолегованими композиціями, до складу яких входять хром, титан і інші елементи, що активно взаємодіють з основою ПНТМ – нітридом бору. Особливості структури і властивостей покриттів вносять свій вклад в знос інструменту. Тому скрутно точно встановити механізми зношування, які визначають працездатність інструменту в різних умовах експлуатації. На рис. 4.19 приведена умовна діаграма областей механізмів зношування інструменту залежно від температури різання.

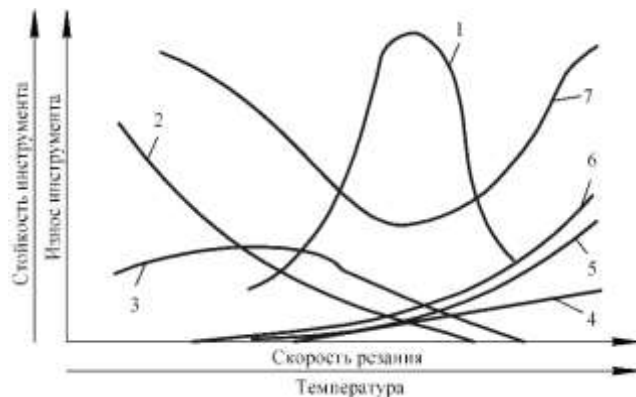


Рис. 4.19. Умовна діаграма «стійкість інструменту-швидкість різання» (1) і умовна діаграма областей механізмів зношування інструменту: 2 – абразивний знос; 3 – адгезійний знос; 4 – дифузійний знос; 5 – знос за рахунок евтектичного плавлення; 6 – окислювальний знос; 7 – загальний знос

Ймовірно, все залежить від умов різання, що визначають процес триботермоактивації поверхневих шарів контактуючих матеріалів і їх хімічного складу. При низьких швидкостях різання більше значення має механічне руйнування матеріалу інструменту. При значних швидкостях різання хімічна взаємодія може мати вирішальне значення, як і при обробці матеріалів з високим вмістом активних до нітриду бору елементів – титану, магнію, хрому та ін.

Залежно від подачі і глибини різання діаграма  $T-v$  зміщується і в різних діапазонах умов обробки можуть реалізовуватися окремі її фрагменти. На рис. 4.20 приведена залежність стійкості різців з ПНТМ киборит від умов точіння покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М. Найбільша стійкість інструменту спостерігається в порівняно вузькій області швидкостей різання, яка визначається малим інтервалом оптимальних температур різання.

Малим інтервалом температур, що відповідають оптимальним по стійкості інструменту умовам різання, пояснюється і той факт, що при роботі із швидкістю різання більше 1,3 м/с збільшення подачі, разом зі швидкістю різання, призводить до зниження стійкості різців, а із швидкістю різання менше 0,6 м/с – до її підвищення. Це пов'язано з тим, що збільшення подачі також підвищує температуру в зоні різання. У зоні низьких швидкостей ця надбавка створює умови, що наближаються до оптимальних, а в зоні високих швидкостей – до виходу за межі зони оптимальної температури різання.

На рис. 4.21 приведені порівняльні результати по точінню покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, (як кірки, так і основного металу покриття) інструментами з різними ПНТМ на основі КНБ, що підтверджують високу різальну здатність різців з ПНТМ киборит.

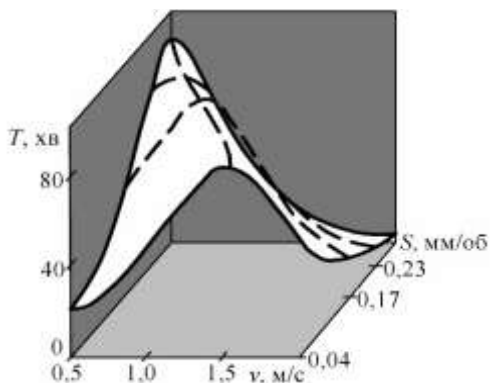


Рис. 4.20. Стійкість інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М ( $t = 0,5$  мм)

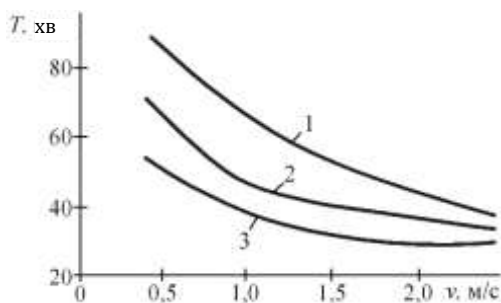


Рис. 4.21. Вплив швидкості різання інструментами з ПНТМ киборит (1), композит 10 (2) і Amborite (3) на стійкість при точінні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М ( $t = 1,5$  мм)

У широкому діапазоні швидкостей різання і подач стійкість інструменту може бути виражена залежністю

$$T = k(1 - uS + pS^2 - wS^3) \frac{v^n}{e^{mv}}, \quad (4.14)$$

де  $k, u, p, w, n, m$  – емпіричні коефіцієнти.

При чорновій обробці наплавлених покриттів твердістю 50...55 HRC по кірці стійкість різців з ПНТМ киборит в 1,3...1,5 разу вище, ніж в інструменту з ПНТМ AmboSite, в 2 рази вище, ніж у різців з ПНТМ композит 10.

З рисунка видно, що при точінні зі швидкостями різання вище 2,0 м/с стійкості інструментів з різних матеріалів одного класу близькі між собою. Вказаний факт логічно обґрунтовується приведеними раніше міркуваннями про діаграму  $T-v$ , підтверджуючи, що при високих швидкостях різання стійкість інструменту визначається хімічною взаємодією на його контактних поверхнях. Для встановлення загальних закономірностей зношування інструменту за різних умов процесу обробки наплавлених матеріалів необхідно мати уявлення про особливості контактної взаємодії в зоні різання.

На передній поверхні різців з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 після короткочасного різання покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА, ПП-Нп-10Х14Г і стрічкою Нл-65Г, в результаті відриву, зрізу і видалення найдрібніших частинок матеріалу інструменту в процесі сходу стружки формуються дефектні зони.

Треба відмітити, що із зростанням механічних властивостей наплавленого матеріалу розміри видалених частинок твердого сплаву зростають.

При обробці тих же покриттів різцями з ПНТМ композит 10 розміри видалених частинок інструментального матеріалу значно менше, що пов'язано з істотно великими хімічною інертністю ПНТМ до залізвмісних матеріалів і міцністю в порівнянні з твердим сплавом за однакових термобаричних умов процесу різання.

Збільшення швидкості різання при обробці наплавлених матеріалів обумовлює підвищення температури в зоні різання, що призводить до інтенсифікації структурно-фазових перетворень в поверхневому шарі інструменту, сприяючи тим самим інтенсифікації адгезійного і абразивного зношування різального інструменту.

У той же час висока температура в контактній зоні знижує міцність «містків» адгезійного схоплювання, що призводить до зменшення розмірів фрагментів інструменту, що видаляються при адгезійному зношуванні. У широкому діапазоні контактних температур інтенсивність адгезійної взаємодії і пов'язане з ним зношування інструменту має екстремальний характер з максимумом.

При високій швидкості різання зношування різального інструменту може бути пов'язане зі взаємною дифузією елементів інструментального і оброблюваного матеріалів, яка значно інтенсифікується із-за їх спорідненості.

Взаємному дифузійному розчиненню матеріалу інструменту і оброблюваного матеріалу сприяють висока температура, великий тиск, пластична деформація, високотемпературна адгезійна взаємодія в контактній зоні, що реалізуються при обробці наплавлених покриттів.

Із-за малого часу контакту інструменту із стружкою і оброблюваним виробом дифузійні шари мають дуже малі розміри (долі мікрметра для інструментів з твердих сплавів і соті долі мікрметра для інструментів з ПНТМ).

Поверхневий шар твердосплавного інструменту насичується залізом з оброблюваного матеріалу, а поверхневий шар наплавленого виробу – вуглецем з твердого сплаву. Товщина дифузійних шарів у разі обробки інструментом з ПНТМ у декілька разів менше, ніж для обробки різцем з твердого сплаву.

ПНТМ на основі КНБ активно взаємодіє з легуючими елементами із складу наплавлених матеріалів, які при високих температурах взаємодіють з нітридом бору. Так, після обробки покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА і ПП-Нп-10Х14Т, на поверхні різця з ПНТМ композит 10 є значна кількість хрому, а після обробки покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, в приповерхневому шарі ПНТМ виявляється титан.

При різанні наплавлених матеріалів з неоднорідною структурою, що містить різного роду тверді включення, інструментами з твердих сплавів інтенсивна абразивна взаємодія в зоні різання, в сукупності зі змінними навантаженнями, є визначальним механізмом при зношуванні інструменту.

Абразивне зношування пов'язане з тим, що тверді включення, що містяться в оброблюваному матеріалі – карбіди, інтерметаліди і дефектні частинки в структурі покриття, впроваджуючись в контактні поверхні інструменту, дряпають їх, діючи як мікроскопічні різці. У більшості випадків вони руйнують зв'язку в композитів, що призводить до руйнування фрагментів інструменту. Однією з причин абразивного зносу інструменту з твердого сплаву є нарост на передній поверхні різця, який, періодично зриваючись, заклинюється між задньою поверхнею різцем і поверхнею різання, внаслідок чого на інструменті формуються перпендикулярні різальним кромкам канавки.

Частенько абразивна взаємодія проявляється в сукупності з хімічним впливом довкілля, внаслідок чого зношування інструменту класифікується як абразивно-хімічне.

На рис. 4.22 представлені фотографії різців з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10, зношених при точінні покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА і ПП-Нп-10Х14Т. Застосування технологічних середовищ при обробці наплавлених покриттів не призводить до значного збільшення стійкості інструментів, а їх знос по передній і заднім поверхням пов'язаний з переважним впливом на механізм взаємодії в зоні різання дефектів і неоднорідності структури покриття. Попадання рідкого технологічного середовища в пори і тріщини в оброблюваному матеріалі може привести до їх закупорювання внаслідок гідравлічних ударів, що затрудняє процес стружкоутворення.

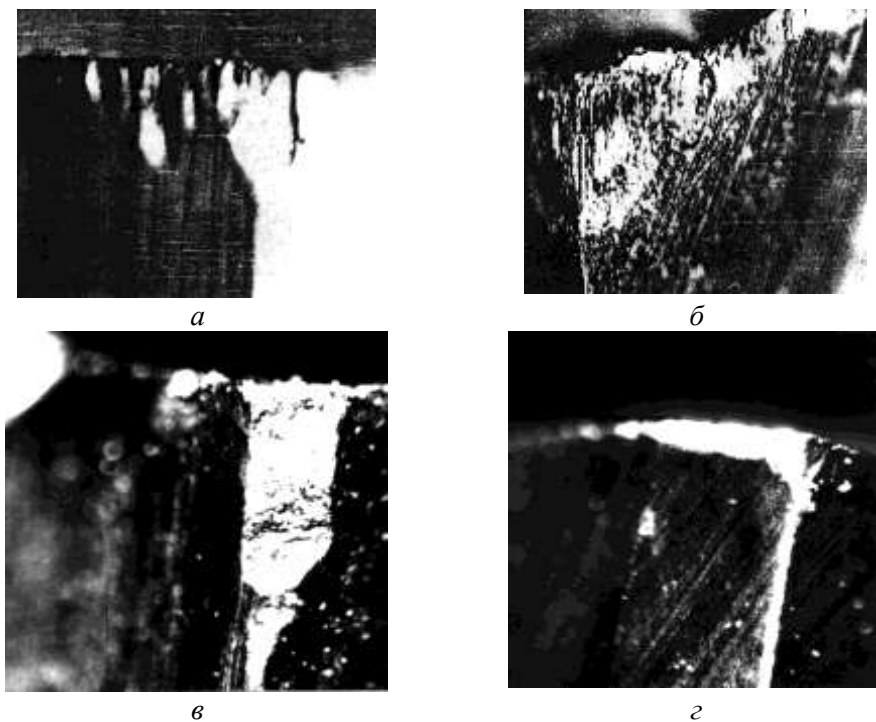
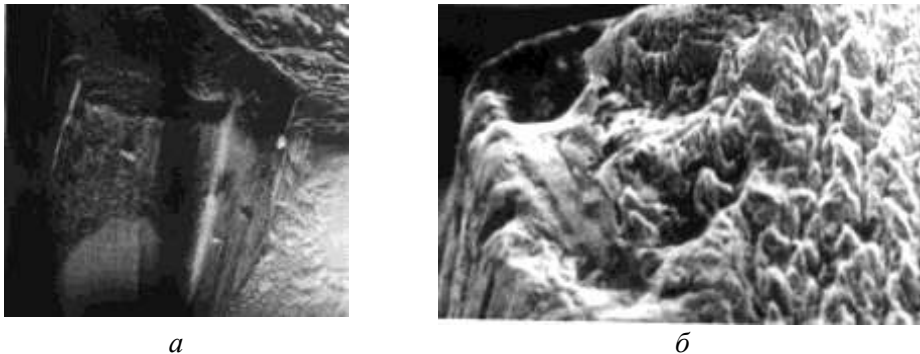


Рис. 4.22. Вид різців з твердого сплаву Т15К6 (а, в) і з ПНТМ композит 10 (б, г), зношених по задній поверхні при чистовій обробці ( $v = 2$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм) покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (а, б) і ПП-Нп-10Х14Т (в, г) ( $\times 100$ )

Змінні навантаження на різальний інструмент при обробці покриттів призводять до руйнування зв'язків між окремими зернами і цілими блоками в матеріалі інструменту, внаслідок чого відбувається їх відділення від основної маси інструменту, поява різного роду дефектів на його контактних поверхнях. Особливо це значимо для випадку чорнової обробки наплавлених матеріалів високої твердості інструментом з твердого сплаву. Наявність на поверхні напавленої деталі макронерівностей, а в напавленому шарі пор, тріщин, різних компонентів структури, змінна твердість напавленого покриття збільшує вірогідність зношування різального інструменту за рахунок втомного руйнування на його контактних ділянках.

Інтенсивне втомне руйнування контактних ділянок на передній і задніх поверхнях інструменту з твердого сплаву Т15К6 при точінні покриття високої твердості, наприклад, напавленого дротом ПП-Нп-30Х512СМ, спостерігається навіть при низькій швидкості різання (рис. 4.23). Тому обробку матеріалів, для яких характерні неоднорідна структура і наявність значної кількості різних дефектів, не доцільно виконувати лезовим інструментом з твердих сплавів.

Втомне руйнування і зношування контактних поверхонь має місце і при чорновому точінні матеріалу, наплавленого тим же порошковим дротом, інструментом з ПНТМ композит 10, проте воно реалізується при значно більшій швидкості різання.



*Рис. 4.23. Втомне руйнування інструменту з твердого сплаву T15K6 (а) ( $v = 0,5$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 0,5$  мм) і з ПНТМ композит 10 (б) ( $v = 1,5$  м/с;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 0,5$  мм) ( $\times 100$ ) при чорновому точінні покриттів, наплавлених дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ*

При обробці наплавлених покриттів з матеріалів з високою крихкістю інструмент зношується, переважно, по задній поверхні. У той же час, при їх чорновій обробці з високими швидкостями різання руйнування вершини інструменту відбувається в результаті інтенсивного ударного навантаження із-за наявності на наплавленій поверхні і в наплавленому матеріалі різних дефектів. Особливо це характерно для обробки покриттів, наплавлених порошковими дротами. Дефектна структура наплавленого матеріалу обумовлює прискорене втомне зношування різальних інструментів і при чистовій обробці.

Залежності зносу інструменту з ПНТМ композит 10 по задній поверхні від тривалості обробки при чорновому і чистовому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, представлені на рис. 4.24. Видно, що знос різців при чорновій обробці відбувається в 2 рази швидше, ніж при чистовій, що пояснюється наявністю в першому випадку дефектів в покритті і ударних навантажень на інструмент, які при високих температурах призводять до переважного розвитку термовтомного зношування різального інструменту.

Для оцінки працездатності різального інструменту велике значення має призначення критерію його затуплення.

При чистовій обробці наплавлених покриттів він повинен враховувати необхідну точність і шорсткість обробленої поверхні, а при чорновій – максимальну стійкість інструменту і продуктивність обробки. Для чорнової обробки наплавлених покриттів інструментами з твердих сплавів раціональна величина зносу по задній поверхні складає  $h_3 = 1,5 \dots 1,7$  мм, а для чистової

обробки –  $h_3 = 0,6-0,8$  мм. Для чорнвої і чистової обробки наплавлених матеріалів різцями з ПНТМ киборит і композит 10 величина критерію затуплення знижується до  $h_3 = 0,4$  мм, що пов'язано з більшою крихкістю і вартістю таких інструментів.

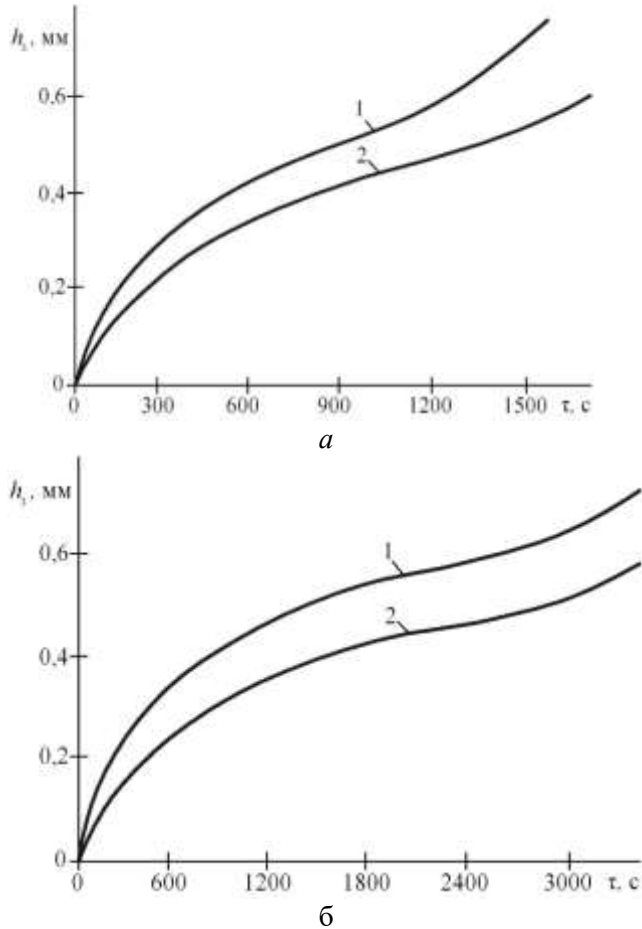


Рис. 4.24. Знос по задній поверхні різця з ПНТМ композит 10 при точінні покриття, наплавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, при чорнвоїй (а) ( $v = 1,0$  м/с;  $S = 0,15$  мм/об;  $t = 0,6$  мм) і чистовій(б) обробці ( $v = 2,0$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм)

Оптимальна величина критерію затуплення різального інструменту має бути обґрунтована економічно, проте, на практиці зазвичай керуються технологічними критеріями, заснованими на задоволенні вимогам, що висуваються до процесу обробки.

На рис. 4.25 показаний вплив ЗОТС на знос інструменту при точінні наплавлених покриттів.

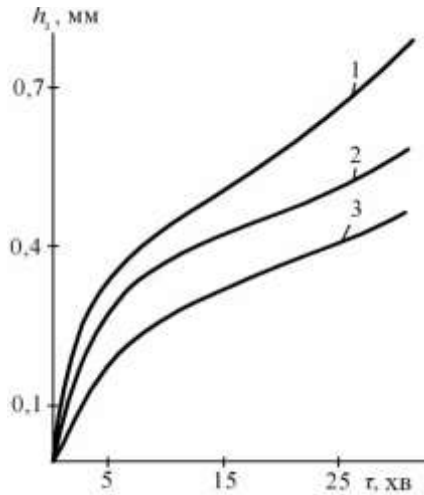


Рис. 4.25. Вплив часу різання на знос різців з твердого сплаву Т15К6 при чорновому точінні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА під шаром флюсу АН-348-А, в залежності від ЗОТС: 1 – 5 % емульсія з емульсолу НГЛ-205; 2 – 5 % емульсія з Укринола-1; 3 – 5% розчин МХО-64

## 4.2. Знос і стійкість інструменту при обробці напилених покриттів

### 4.2.1. Точіння покриттів з кристалічною структурою

Аналіз зносу інструменту в широкому діапазоні умов обробки показує, що для пари «оброблюваний матеріал-матеріал інструменту» між часом прироблення  $T_{пр}$  інструменту і його стійкістю  $T_{h_s}$  є кореляційна залежність  $T_{h_s} = kT_{пр}$ . Облік цього зв'язку дозволяє оцінити величину стійкості інструменту при малих витратах часу і оброблюваного напиленого покриття.

Наприклад, для випадку точіння різцем з ПНТМ киборит напиленого порошкового покриття ПГ-10Н-01 отримане вираження [14]

$$T_{0,4} = 138,6T_{0,1}, \quad (4.15)$$

де  $T_{0,1} = T_{пр}$  і  $T_{0,4} = T_{h_s}$  – час припрацювання інструменту до ширини фаски зносу  $h_s = 0,1$  мм і стійкість інструменту при критерії зносу  $h_s = 0,4$  мм відповідно.

На рис. 4.26 приведені залежності величини зносу інструменту від часу різання в період припрацювання і на стадії, що встановилася, з якого видно, що знос інструменту у вказані тимчасові періоди протікає з різною інтенсивністю.

Для величини  $T_{0,1}$  отримана залежність

$$T_{0,1} = 0,093 \frac{\delta^{6,62}}{v^{5,567} S^{1,713}}, \quad (4.16)$$

де  $\delta$  – кут різання  $\delta$ .

Залежність справедлива в діапазоні умов обробки:  $v = 0,7 \dots 3,0$  м/с;  $S = 0,03 \dots 0,30$  мм/об;  $\gamma = +5^\circ \dots (-20^\circ)$ .

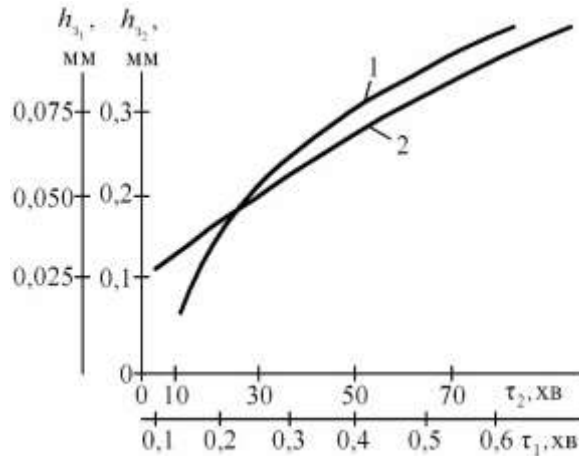


Рис. 4.26. знос інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, від часу різання в період припрацювання (1) і на стадії зносу, що встановився (2)

З аналізу залежності (4.16) видно, що найбільший вплив на стійкість інструменту в даних умовах обробки робить кут різання  $\delta$  (передній кут) інструменту, що може бути пояснено його впливом на опір матеріалу покриття різанню і деформація зрізуваного шару.

Порібно відмітити, що зношування гострих різців значно інтенсифікується при обробці із швидкістю різання більше 2 м/с і складає 0,02 мкм/м. На відміну від обробки виробів з жароміцних сплавів на нікелевій основі, у даному випадку збільшення швидкості різання економічно недоцільно, оскільки зменшення стійкості інструменту не компенсується зростанням продуктивності процесу точіння.

Як відзначалося вище, обробка з високими швидкостями різання супроводжується хімічним зношуванням різального інструменту, причинами якого є безпосередня взаємодія елементів оброблюваного покриття і матеріалу інструменту, а також окислення останнього. Одним з шляхів мінімізації інтенсивності такого зношування інструменту може бути застосування газових технологічних середовищ [26] – аргону і азоту.

Аналіз робочих поверхонь інструменту показує, що зношування інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриттів системи Ni-Cr-B-Si на повітрі має втомно-механічний, окислювальний і евтектичний характер. На неконтактних ділянках інструменту формуються утворення, що складаються з продуктів взаємодії інструменту з деталлю і стружкою. Вони прилипають до нагрітих частин інструменту, що мають на своїх поверхнях певну кількість борного ангідриду, який, розм'якшуючись при високій температурі, виконує роль клею.

Процес різання супроводжується високими температурами, що посилює окислювальні реакції на поверхнях інструменту. Це викликає додаткове утворення  $B_2O_3$  і обумовлює його взаємодію з металами і їх оксидами. Крім того, сам нітрид бору, що становить основу інструментального матеріалу, взаємодіє з хімічними елементами, що входять до складу оброблюваного металу. Наслідком відміченого є контактно-реактивне плавлення продуктів взаємодії в зоні різання і утворення рідкої фази, яка видаляється з контактних ділянок інструменту на неконтактні і в довкілля.

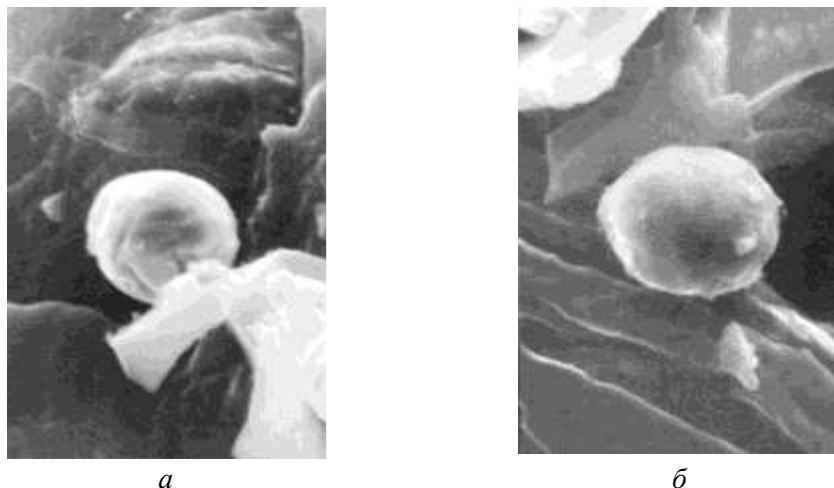
Зовнішній вигляд працюючих ділянок інструменту при точінні в середовищі аргону має багато спільного з описаним вище. Проте, окрім механічного руйнування в зоні контакту, на контактних ділянках спостерігається активне налипання оброблюваного матеріалу. Шар «нальоту» на неконтактних поверхнях інструменту набуває вигляду досить рихлого утворення.

Порівнюючи приблизно об'єми зношеної ділянки інструменту і «нальоту» на його неконтактних зонах можна бачити, що об'єм останнього значно перевершує об'єм зношеної зони інструменту. Утворення на неконтактних поверхнях окрім продуктів взаємодії включають фрагменти часток оброблюваного матеріалу, що обсіпаються, що цілком реально, якщо врахувати особливості структури оброблюваного матеріалу - напиленого покриття. Очевидно, механізм зносу в середовищі аргону подібний до механізму зносу на повітрі, але супроводжується інтенсивнішим налипанням оброблюваного матеріалу на різальний інструмент, а також поширенням «нальоту» на значнішу відстань від контактних зон.

Як у випадках, розглянутих вище, зношування інструменту в середовищі азоту супроводжується округленням різальної кромки і осипанням частинок інструментального матеріалу. Особливо це характерно для обробки із швидкістю різання, що перевищує 1,5 м/с. На контактних поверхнях інструменту має місце перенесення оброблюваного матеріалу. Із зростанням швидкості різання він істотно інтенсифікується порівняно з обробкою на повітрі і в аргоні. Має місце наявність на неконтактних поверхнях інструменту ділянок «нальоту», проте кількісно він менш виражений, що свідчить про зниження інтенсивності утворення на контактних ділянках рідкої фази продуктів взаємодії.

Наявність азоту збільшує можливість захоплення частинок інструментального і оброблюваного матеріалів на контактних ділянках за рахунок мінімізації окислювальних явищ, що також знижує інтенсивність процесів, що призводять до появи «нальоту» на неконтактних поверхнях інструменту.

Фактом, що підтверджує існування на контактних поверхнях хімічної взаємодії інструментального і оброблюваного матеріалів між собою, а також з елементами довкілля, є наявність в тому, що оточує зону різання просторі частинок сферичної форми, що складаються з продуктів цих реакцій, в момент безпосередньо після утворення, що є, очевидно, рідкою фазою (рис. 4.27).



*Рис. 4.27. Продукти зносу інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, ( $v = 0,75$  м/с) в середовищі повітря (а) і аргону (б) (x6000)*

Аналогічні частки були виявлені при точінні сталі ШХ15 інструментом з ПНТМ киборит [27]. Враховуючи відносно невелику кількість виявлених часток, можна зробити висновок про те, що при точінні напилених матеріалів утворення і видалення із зони контакту рідкої фази робить менш істотний вплив на знос інструменту, ніж в раніше розглянутому випадку.

Слід пам'ятати, що структура покриттів сформована з окремих плакованих оксидами частинок, які при оплавленні в процесі нанесення покриття не усі з'єднуються між собою. В результаті хімічна взаємодія в контактній зоні слабкіша, ніж у разі обробки сталі, оскільки воно реалізується тільки при безпосередньому перерізанні окремих частинок покриття і не відбувається при їх викиданні або осипанні.

Необхідно відмітити, що при малих швидкостях різання стійкість інструменту при використанні різних газових середовищ змінюється незначно (рис. 4.28), що пов'язано з відносно низькою температурою в зоні різання.

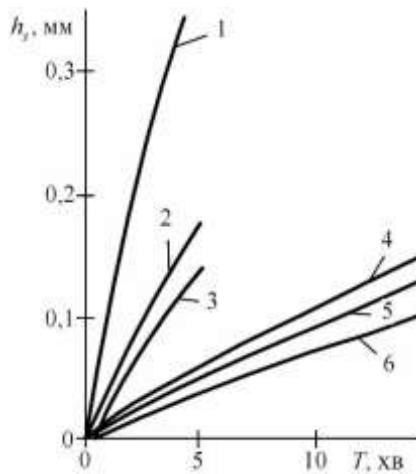


Рис. 4.28. Залежність величини зносу інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, від швидкості різання 3,0 м/с (1–3), 0,75 м/с (4–6) і складу газового середовища: повітря (1, 5); аргон (2, 4); азот (3, 6)

При збільшенні швидкості різання, а отже, і контактної температури, вплив газових середовищ на працездатність інструменту стає істотніше.

Швидкості різання 0,75 м/с відповідає середня температура на контактній ділянці передньої поверхні  $\sim 700^\circ\text{C}$ . При такій температурі нагріву окислення інструментального матеріалу тільки починає проявлятися. В той же час, евтектична рідка фаза в зоні контакту інструментального і оброблюваного матеріалів вже є (присутньою вона має місце і при  $v = 0,5$  м/с, коли середня температура складає  $\sim 560^\circ\text{C}$ ), що пов'язано з високою температурою на локальних ділянках. У таких умовах дія газових середовищ на знос інструменту (аргон  $\rightarrow$  повітря  $\rightarrow$  азот) пов'язано зі зниженням інтенсивності хімічної взаємодії при збільшенні парціального тиску азоту.

Збільшення швидкості різання до 3,0 м/с супроводжується зростанням середньої температури на контактних ділянках інструменту ( $1050\dots 1200^\circ\text{C}$ ). У цих умовах при роботі на повітрі різко інтенсифікується окислення інструментального матеріалу. Введення в зону різання аргону знижує окислювальне зношування інструменту. Азотне середовище, крім того, мінімізує зношування інструменту за рахунок зменшення інтенсивності утворення рідкої фази евтектичного складу на контактних поверхнях інструменту.

## 4.2.2. Точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою

Як відзначалося вище, лезову обробку покриттів твердістю 35...65 HRC найефективніше виконувати з використанням різального інструменту, оснащеного ПНТМ на основі КНБ, причому ефективність такого інструменту порівняно з твердосплавним збільшується при зростанні твердості покриттів, за рахунок більшої стійкості і швидкості різання. Це повною мірою відноситься і до покриттів з аморфно-кристалічною структурою. У той же час, вирішення питань підвищення стійкості і мінімізації зношування різального інструменту при обробці таких покриттів вимагає окремого детального розгляду із-за специфічних фізико-механічних властивостей аморфних матеріалів і особливостей їх обробки різанням.

### 4.2.2.1. Особливості зношування інструменту при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою

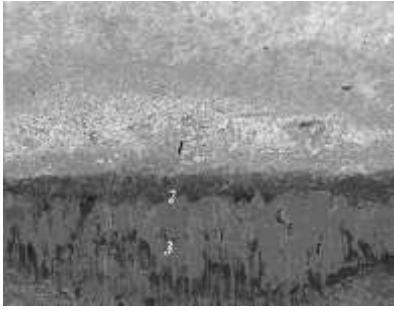
При точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою глибина різання, при якій здійснюється обробка інструментом з ПНТМ, невелика у зв'язку з обмеженістю товщини покриття ( $t = 0,1 \dots 0,6$  мм). Інструмент працює, переважно, в умовах чистової обробки, тобто при відносно невеликих подачах, що обумовлює малу площу контакту стружки з різальним інструментом і, як наслідок, дуже великі питомі навантаження на його контактних поверхнях.

Зношування інструменту з ПНТМ киборит залежно від змісту аморфної складової в структурі оброблюваних покриттів, характеризується певними особливостями. При точінні газополумєневих покриттів, напилених з порошкового дроту  $Fe_{80}B_{20}$  і порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , які характеризуються високим вмістом аморфної фази ( $> 70$  %), зношування інструменту відбувається як по задній так і по передній поверхням (рис. 4.29, а, е).

Це пов'язано з утворенням в процесі різання зливної стружки і більшою довжиною її контакту з передньою поверхнею інструменту порівняно з процесом точіння покриттів, що містять невелику кількість аморфної складової. Із-за незначної товщини зрізу контактна ділянка на передній поверхні інструменту наближена до різальної кромки, що сприяє її прискореному руйнуванню (рис. 4.29, б).

Найбільш інтенсивно інструмент зношується в початковий період роботи (рис. 4.30), а після етапу припрацювання відбувається зношування з істотно меншою інтенсивністю до ширини фаски зносу  $h_3 = 0,3$  мм

У разі точіння покриттів з більш гетерогенною структурою і відносно невеликим вмістом ( $\approx 50$  %) аморфної складової (електродугових покриттів, напилених з порошкових дротів  $Fe_{80}B_{20}$ ,  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ , газополумєневих покриттів, напилених порошками  $Fe_{80}B_{20}$ ,  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ) інструмент переважно зношується по задній поверхні (рис. 4.29, ж).



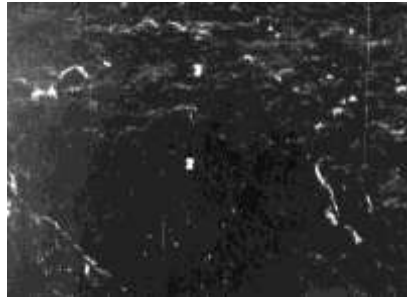
*a*



*б*



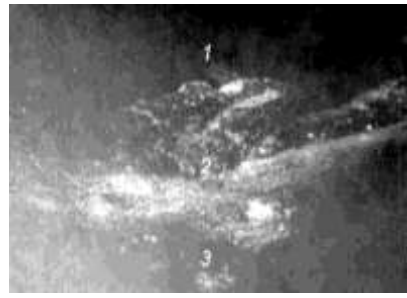
*в*



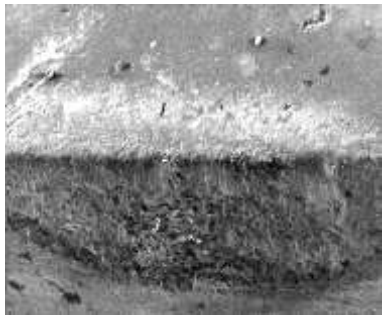
*г*



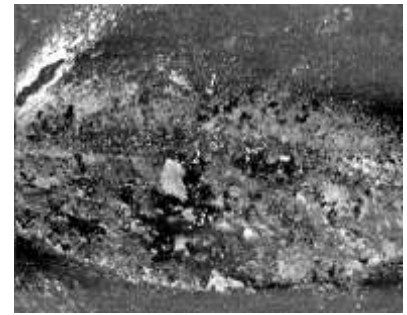
*д*



*е*



*ж*



*з*

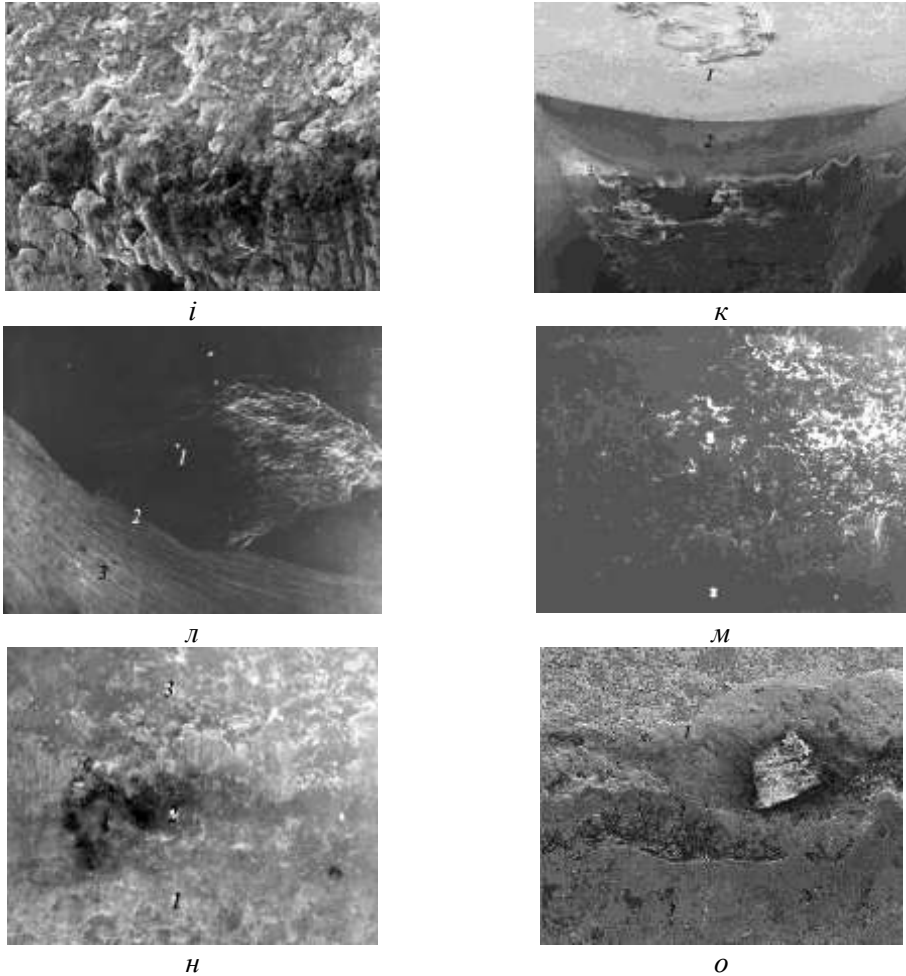


Рис. 4.29. Зношені ділянки інструменту з ПНТМ киборит після точіння напилених покриттів з аморфно-кристалічною структурою: а ( $\times 150$ ); б ( $\times 500$ ); в ( $\times 320$ ); г ( $\times 550$ ); д (те ж, в режимі фазового контрасту) – газополуменеве покриття порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $v = 1,7$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм,  $h_3 = 0,25$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ); е ( $\times 200$ ) – газополуменеве покриття порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  ( $v = 1,7$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм,  $h_3 = 0,15$  мм;  $\gamma = -20^\circ$ ); ж ( $\times 100$ ); з (те ж, в режимі фазового контрасту); і ( $\times 800$ ); к ( $\times 40$ ,  $\gamma = -10^\circ$ ,  $\alpha = 20^\circ$ ,  $v = 2,7$  м/с); л ( $\times 100$ ,  $\gamma = -20^\circ$ ) – електродугове покриття порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $v = 2$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм,  $h_3 = 0,4$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ); м ( $\times 550$ ); н (те ж, в режимі фазового контрасту); о ( $\times 150$ ,  $v = 0,7$  м/с) – газополуменеве покриття порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $v = 2$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм,  $h_3 = 0,4$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ )

Це визначається особливостями структури таких покриттів, сформованої з окремих, перенесених на основу частинок напиленого матеріалу, наприклад, порошку, які, на відміну від структури високоаморфозованих покриттів, недостатньо здеформувалися при напиленні і відносно слабо зчеплені між собою, переважно за рахунок дифузійних процесів і механічної взаємодії. Зниженню довжини зони контактування стружки з передньою поверхнею інструменту сприяє постійна зміна умов і нестабільність процесу різання.

Умови різання визначають реалізацію того або іншого механізму зношування інструменту при обробці конкретного виду покриття. У той же час, зношування інструменту при точінні різних покриттів має загальні риси.

Для структури даних покриттів характерна сукупність аморфною і кристалічною складових. При обробці покриттів тверді кристалічні включення бориду в порівняно м'якій аморфній матриці виступають в ролі абразиву, який дряпає поверхню інструменту. Особливо інтенсивно це відбувається в діапазоні невисоких швидкостей різання ( $v < 1$  м/с), а зношування інструменту в таких умовах носить переважно абразивно-механічний характер.

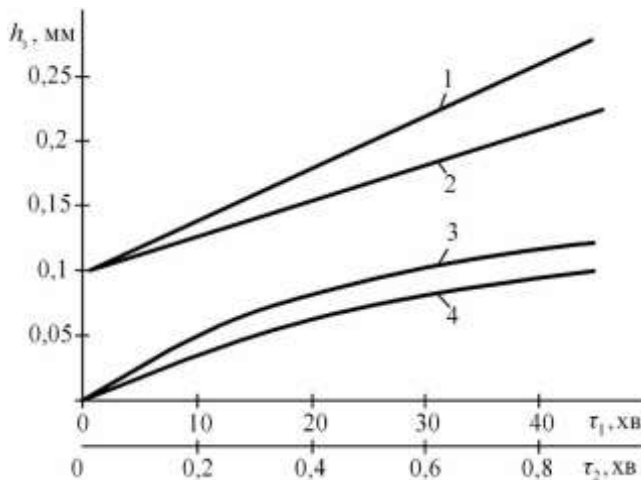


Рис. 4.30. Знос інструменту з ПНТМ киборит при точінні електродугового покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  (1, 3), і газополуменевого покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  (2, 4): 1, 2 – знос, що встановився; 3, 4 – припрацьований знос

Присутність великої кількості твердих включень, в основному кристалічних, в структурі покриттів з невеликим змістом аморфної фази зумовлює інтенсивніше зношування інструменту, чим у разі точіння високоаморфозованих покриттів. Підвищення гетерогенності структури покриттів в таких умовах призводить до осипання різальної кромки інструменту

внаслідок ударного навантаження і високої динамічності процесу різання (рис. 4.29, *i, o*).

Зі збільшенням швидкості різання змінюються умови контактування інструменту з оброблюваним виробом і зростає температура в зоні різання. На передній і задній поверхнях інструменту спостерігається налипання продуктів взаємодії у вигляді «нальоту» (рис. 4.29, *г, ж, к, м*).

Хімічний аналіз налиплого шару показав, що він містить елементи (Fe, Cr, Si, B, N, Al), що входять до складу контактуючих матеріалів, а також включають продукти їх взаємодії з киснем повітря. «Наліт» на інструменті є рихлою масою і має значну товщину (рис. 4.29, *i*). На обробленій поверхні виробу аналогічного утворення не спостерігається.

Це пояснюється формуванням під дією високої температури, що розвивається на контактних зонах, шару рідкої фази з продуктів взаємодії інструментального і оброблюваного матеріалів між собою і елементами доквілля, яке, у зв'язку з великою відмінністю у величинах теплопровідності і поверхневої енергії матеріалів інструменту, наприклад ПНТМ киборит, і оброблюваного покриття, переважно осідає на інструмент. Таким чином, в умовах обробки з високими швидкостями різання ( $v > 1,5$  м/с) на контактних поверхнях інструменту має місце масоперенос оброблюваного матеріалу, що обумовлено реалізацією адгезійного, дифузійного і хімічного взаємодій між інструментальним і оброблюваним матеріалами, а також їх взаємодією з киснем повітря. Особливо інтенсивно ці явища відбуваються при обробці покриттів, що містять хімічно активний до нітриду бору хром. Наслідком такої взаємодії є формування «нальоту» на різальному інструменті, що містить велике кількості хрому, про що свідчать мікрофотографії контактних поверхонь в режимі фазового контрасту (рис. 4.29, *з, н*) і дані мікрорентгеноспектрального аналізу.

Різний вид і структура налиплого матеріалу, що формується при обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою однакового хімічного складу, свідчать про різний характер контактування інструменту з оброблюваними матеріалами, що визначається будовою кожного оброблюваного напиленого покриття. Так, на інструменті після точіння електродугового покриття  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  формується порівняно щільний «наліт» (рис. 4.29, *ж*). При точінні більше гетерогенного газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ , за тих же умов різання, на різальному інструменті спостерігається утворення більше рихлого, нестабільного продукту (рис. 4.29, *к*), який може відшаровуватися окремими фрагментами. Загальний вигляд «нальоту» і його розташування відносно різальних кромок інструменту змінюються для різних умов обробки (рис. 4.29, *ж, к*).

Аналогічний масоперенос матеріалу спостерігається при точінні зі швидкостями різання  $v > 1,5$  м/с покриттів, напилених сплавами систем Fe-B, Fe-Si-B (рис. 4.29, *г, е*).

На контактних поверхнях інструменту у разі обробки покриттів системи Fe-B спостерігається підвищена концентрація заліза і його оксидів (рис. 4.29, *д*).

В процесі точіння високоаморфного газополуменевого покриття, напиленого з порошкового дроту Fe<sub>80</sub>B<sub>20</sub>, на контактних ділянках інструменту утворюється щільний шар з оброблюваного матеріалу і продуктів контактної взаємодії, в якій реалізується внутрішнє тертя (рис. 4.29, *в*), що говорить про його міцне зчеплення з поверхнею інструменту. При обробці таке покриття захищає контактні поверхні різального інструменту від контактування зі стружкою і оброблюваним виробом, що сприяє зниженню інтенсивності зношування інструменту при обробці зі швидкостями різання 1,0...1,5 м/с. У той же час, періодичне утворення такого шару матеріалу, його зчіплення з інструментом і видалення призводить до інтенсифікації адгезійного зношування, про що свідчать спостережувані на контактних поверхнях інструменту лунки від вирваних частинок ПНТМ (рис. 4.29, *е*).

Значна роль адгезійних явищ при зношуванні інструменту є наслідком підвищеної пластичності аморфною складовою покриттів, що при високих контактних навантаженнях сприяє схоплюванню на контактних ділянках інструменту. Свідомством значущості адгезійних явищ в зоні різання на зношування інструменту є налипання оброблюваного матеріалу на його контактні поверхні. Крім того, із-за неоднорідності і дефектності зрізаного матеріалу, взаємодія інструменту зі стружкою і деталлю реалізується на окремих локальних ділянках контактних поверхонь, що обумовлює на них великі контактні навантаження, що руйнують захисні оксидні плівки і сприяє схоплюванню. У той же час, при значній гетерогенності оброблюваного матеріалу умови контакту з інструментом є нестабільними і такими, що швидко міняються, що знижує схильність покриття до схоплювання з інструментом.

Відомо, що хімічна взаємодія в зоні різання робить істотний вплив на процес зношування інструменту. Підтвердженням хімічної взаємодії між матеріалом інструменту, оброблюваного покриття і киснем повітря при температурах, що виникають в зоні різання зі швидкостями  $v > 1,7$  м/с, є присутність оксидів хрому і заліза на контактних і неконтактних поверхнях, наявність «нальоту» на неконтактних поверхнях різального інструменту (рис. 4.29, *а, ж, к*), що містить елементи оброблюваного матеріалу. Енергія Гіббса реакцій утворення оксидів, нітриду хрому і заліза при температурах на контактних ділянках інструменту з ПНТМ на основі КНБ зі стружкою і оброблюваним виробом 800...1200° С має негативне значення, що свідчить про можливість їх протікання. Взаємодія в зоні різання може відбуватися також з утворенням оксидів бору і алюмінію (B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>), інтерметалідів (CrAl<sub>4</sub>, FeAl<sub>3</sub>), бориду (Cr<sub>2</sub>B<sub>2</sub>) і інших сполук. Незначна кількість «нальоту» на неконтактних ділянках інструменту при обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою

свідчить про відносно низьку інтенсивність протікання хімічних процесів. При обробці покриттів зниженню інтенсивності хімічної взаємодії в зоні різання сприяє присутність в оброблюваному матеріалі системи Fe-B фаз FeB, Fe<sub>2</sub>B, Fe<sub>3</sub>B, а в матеріалах системи Fe-Cr-B – фаз Cr<sub>2</sub>B, CrB, (Fe, Cr)<sub>23</sub>B, які будучи продуктами даної взаємодії, відповідно до правила Ле Шательє, зрушують температуру протікання реакцій у більш високотемпературну область.

Відносно хімічної взаємодії в зоні обробки покриттів з аморфно-кристалічною структурою необхідно відмітити наступне. За термодинамічною оцінкою без урахування контактного тиску і парціального тиску азоту в зоні різання реакція між кубічним нітридом бору і залізом неможлива до температури 1500 °C. В той же час результати експериментальних досліджень свідчать про те, що взаємодія кубічного нітриду бору із сталлю починається при 1177 °C з утворенням евтектик Fe-Fe<sub>2</sub>B [28], а із сталлю, що містить хром, при 1000...1100 °C з утворенням сполук CrB<sub>2</sub> і Fe<sub>4</sub>N

«Наліт» на неконтактних поверхнях інструменту підтверджує присутність на контактних ділянках між інструментом, стружкою і оброблюваною деталлю рідкої фази, яка в процесі різання виноситься за межі зон контакту (рис. 4.29, м). З підвищенням швидкості різання в зонах контакту відбувається утворення легкоплавкого борного ангідриду. Про неможливість плавлення оброблюваного матеріалу в інтервалі температур, що виникають в процесі різання, свідчить діаграма стану Fe-B, аналіз якої показує, що сплав Fe<sub>80</sub>B<sub>20</sub> плавиться при температурі 1270 °C, а 1174 °C – найнижча температура плавлення евтектики Fe-B. Враховуючи, що процес різання супроводжується термотрибоактивацією приповерхневих об'ємів контактуючих матеріалів, в зоні контакту утворюються сполуки, температура плавлення яких нижча температури, що виникає в зоні контакту. Так, наприклад, евтектика Fe-N плавиться при температурі 650 °C. В таких умовах різання контакт оброблюваного і інструментального матеріалів відбувається через проміжний легкоплавкий шар, що складається з елементів контактуючої пари. При високих температурах в зоні різання між контактуючими матеріалами відбувається дифузійна взаємодія, яка значно інтенсифікується присутністю в оброблюваному матеріалі великої кількості хрому. Взаємодія з хромом можливо при температурі на 200...300°C нижче, ніж із залізом. Проте хром, присутній у складі покриттів системи Fe-Cr-B в значній кількості, знаходиться в зв'язаному стані і менш активний. Про це свідчить порівняно висока стійкість інструменту при точінні аморфазованих високотвердих хромистих покриттів.

Як відомо, на зношування інструменту істотний вплив робить окислення матеріалу інструменту. У разі обробки покриттів з аморфно-кристалічною структурою цей чинник робить великий вплив на зношування інструменту при точінні зі швидкостями різання  $v > 2,5$  м/с, коли обробка супроводжується температурами 1050...1100 °C.

Таким чином, при підвищенні швидкості різання на контактних поверхнях інструменту реалізуються механохімічні явища, а зношування інструменту обумовлене адгезійною, втомно-механічною і хімічною взаємодією між контактуючими матеріалами, а також впливом довкілля.

Зношування значною мірою залежить від геометричних параметрів різального інструменту, причому найбільший вплив, як показує практика використання інструменту з ПНТМ на основі КНБ при обробці покриттів, на стійкість різців робить передній кут. При точінні газополуменового покриття, напиленого порошком  $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{B}_{10}$ , яке характеризується великим вмістом аморфної фази ( $\approx 75\%$ ) і наявністю твердого бориду і силіцидних включень, різцем з переднім кутом  $\gamma = -20^\circ$  (вже після 10 хвилин роботи ( $v = 1,7$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм) на його передній поверхні утворюється лунка зносу (рис. 4.29, е), що обумовлює зниження різальної кромки з подальшим її руйнуванням. У той же час, при точінні покриття інструментом з переднім кутом  $\gamma = -10^\circ$  відбувається його рівномірне зношування як по передній, так і по задніх поверхнях. Така відмінність пов'язана з тим, що при збільшенні негативного значення переднього кута інструменту зростає опір матеріалу покриття різанню і степінь деформації зрізаного шару, що підвищує нормальні і дотичні напруження на передній поверхні інструменту і інтенсифікує, у зв'язку з наявністю в оброблюваному покритті пластичної аморфної складової, адгезійне виірвання частинок його матеріалу. Одночасно створюються умови для абразивного руйнування поверхонь інструменту окремими складовими структури покриття.

При точінні покриття напиленого порошковим дротом  $\text{Fe}_{79}\text{Cr}_{16}\text{B}_5$ , різцем з  $\gamma = -20^\circ$  зношування інструменту відбувається в результаті інтенсивного адгезійного схоплювання, абразивного дряпання твердими включеннями, хімічної взаємодії, викликаної вмістом в оброблюваному матеріалі, передусім, більшої кількості хрому, дія яких посилюється механічним руйнуванням різальної кромки інструменту із-за значних динамічних навантажень, обумовлених високою гетерогенністю структури покриття. У таких умовах за короткий проміжок часу (5 хв) відбувається прискорене руйнування різальної кромки і катастрофічний знос інструменту по передній поверхні (рис. 4.29, л). Збільшення заднього кута до  $\alpha = 20^\circ$  призводить до інтенсифікації руйнування різального інструменту (рис. 4.29, і). При надмірному збільшенні негативного переднього кута різальний інструмент може втратити свої різальні властивості значно раніше, ніж досягається максимальна допустима величина його зносу по задній поверхні.

#### **4.2.2.2. Стійкість інструменту при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою**

При обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою допустима величина фаски зносу інструменту по задній поверхні визначається з

урахуванням якості поверхневого шару – із зростанням величини зносу різального інструменту по задній поверхні  $h_3$  збільшуються висотні параметри шорсткості поверхні і за певних умов знижується вміст аморфної фази в структурі поверхневого шару оброблюваного покриття. З цієї причини допустимий знос інструменту при чистовому точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою ( $h_3 = 0,25 \dots 0,30$  мм) нижче, ніж при обробці покриттів з кристалічною структурою ( $h_3 = 0,4$  мм).

Як і у разі обробки покриттів з кристалічною структурою, покриття з аморфно-кристалічною структурою мають відносно малу товщину і високу вартість, що не дозволяє, у більшості випадків, проводити повні випробування інструменту на стійкість. Враховуючи відмічений вище зв'язок величин зносу інструменту на етапі припрацювання і на стадії, що встановилася, стійкість інструменту оцінювалася по залежностям

– при обробці газополуменового покриття порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$

$$T_{0,25} = 62T_{0,1}; \quad (4.17)$$

– при обробці електродугового покриття порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$

$$T_{0,25} = 45T_{0,1}. \quad (4.18)$$

Стійкість інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, істотно залежить від режимів обробки і геометричних параметрів інструменту (рис. 4.31).

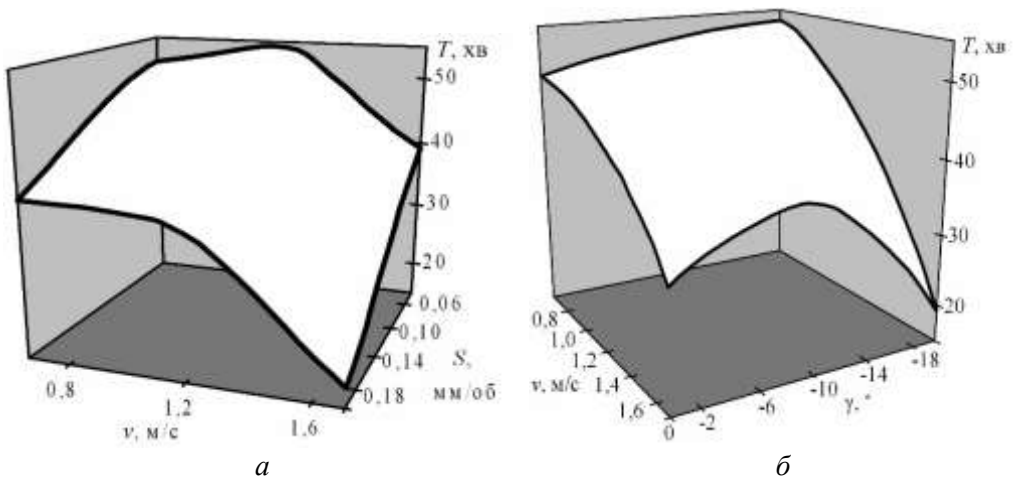


Рис. 4.31. Залежності стійкості інструменту з ПНТМ киборит ( $h_3 = 0,25$  мм) від швидкості різання і подачі ( $t = 0,1$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ) (а), від швидкості різання і величини переднього кута ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,2$  мм,) (б) при точінні покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$

Максимальній стійкості інструменту відповідає швидкість різання  $v = 1,2 \dots 1,3$  м/с. При обробці з такими швидкостями різання реалізуються умови, при яких знижується абразивна взаємодія, а контактні поверхні інструменту

знаходяться в оптимальних умовах динамічного навантаження, адгезійного схоплювання і хімічної взаємодії з оброблюваним матеріалом, що забезпечує мінімальну інтенсивність його зношування. При подальшому збільшенні швидкості різання відбувається поступове зниження стійкості різального інструменту із-за інтенсифікації зношування, пов'язаного з утворенням і видаленням з контактних зон продуктів взаємодії, зміною динамічних умов різання.

Як і при обробці наплавлених покриттів, вплив подачі на стійкість інструменту повинен розглядатися в комплексі з впливом швидкості різання. При точінні з  $v > 1,2$  м/с величина подачі впливає на стійкість інструменту істотніше, ніж при обробці з меншими швидкостями різання. Це пов'язано з тим, що при високих швидкостях різання збільшення подачі обумовлює появу в зоні різання температури, що перевищує оптимальну температуру різання, внаслідок чого знижується стійкість інструменту. У діапазоні низьких швидкостей різання додаткова кількість тепла, пов'язана зі збільшенням подачі, сприяє підвищенню стійкості інструменту внаслідок того, що температура різання наближається до оптимальної.

При обробці з низькою швидкістю різання збільшення негативного переднього кута підвищує стійкість інструменту. У той же час, із зростанням швидкості різання залежність стійкості інструменту від величини переднього кута носить екстремальний характер. Оптимальна величина переднього кута при точінні газополуменевого покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}V_{20}$ , складає  $\gamma = -10^\circ$ .

Представляє інтерес порівняти стійкість різального інструменту при точінні покриттів з різним вмістом аморфної фази і різною однорідністю структури, яка характеризується фрактальною розмірністю сукупності механічних властивостей  $D_s$ . Для гамми покриттів збільшення фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей покриттів в діапазоні  $D_s = 1,3 \dots 1,8$  обумовлює зниження стійкості інструменту з ПНТМ киборит більше, ніж в два рази внаслідок зростання нестабільності процесу різання.

Треба відмітити, що при збільшенні швидкості різання спостерігається зниження впливу неоднорідності оброблюваних покриттів на стійкість інструменту. Так, стійкість різців при точінні покриттів із швидкістю різання  $v = 2$  м/с ( $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм) складає: електродугове покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 1,68$ ), – 26 хвилин, газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 1,82$ ), – 24 хвилини, а при швидкості різання  $v = 1,2$  м/с – 44 і 36 хвилин відповідно ( $h_3 = 0,4$  мм). Для ряду покриттів залежність стійкості інструменту ( $h_3 = 0,25$  мм) від швидкості різання представлена на рис. 4.32. Такий характер залежності, з одного боку, визначається зміною характеру зношування інструменту, а, з іншого, динамічних умов різання.

Фрактальна структура оброблюваних покриттів обумовлює фрактальні температурно-силові закономірності процесу різання, яке визначає випадковий

характер зношування різального інструменту на різних ділянках контакту із стружкою і оброблюваним виробом. В процесі обробки покриттів з аморфно-кристалічною структурою різальний інструмент піддається дії ударних навантажень, що пов'язано із зіткненням поверхонь інструменту з твердими включеннями, краями пор і іншими структурними дефектами покриттів. Аналізуючи умови роботи інструменту при обробці покриттів, можна зробити висновок про те, що він працює в умовах високочастотного амплітудно-змінного навантаження, що призводить до прискореного руйнування контактних поверхонь.

При точінні покриттів, із-за значної неоднорідності їх структури, швидкість сходу стружки є змінною величиною, а усадка стружки нестабільна. Коефіцієнт тертя і сили різання в процесі обробки постійно змінюються, що обумовлює появу вібрацій. Останні вібрації інтенсифікують зношування інструменту. При збільшенні негативного переднього кута амплітуда коливань зростає, а діапазон умов обробки, для якого характерні вібрації, розширюється. Збільшення радіуса при вершині різця сприяє інтенсифікації вібрацій у зв'язку із зростанням співвідношення ширини перерізу різі до його товщини.

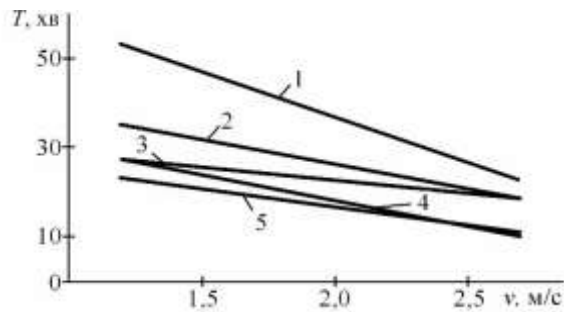


Рис. 4.32. Залежності стійкості інструменту з ПНТМ киборит ( $h_s = 0,25$  мм) від швидкості різання при точінні ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,2$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ) ряду напилених покриттів: 1 – газополуменевого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 1,32 \pm 0,012$ ); 2 – електродугового порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 1,57 \pm 0,023$ ); 3 – газополуменевого порошком  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 1,76 \pm 0,036$ ); 4 – електродугового порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 1,68 \pm 0,025$ ); 5 – газополуменевого порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 1,82 \pm 0,038$ )

При обробці матеріалів з гетерогенною структурою, зокрема, покриттів з аморфно-кристалічною структурою, залежно від швидкості різання змінюється динамічний характер взаємодії інструменту із стружкою і оброблюваним виробом. Крім того, при збільшенні гетерогенності матеріалу зростає частота ударного навантаження на інструмент, що обумовлено наявністю великої кількості структурних складових і випадковим характером їх розташування в матеріалі покриття.

Обробка зі швидкостями різання  $v < 2$  м/с покриттів з високогетерогенною структурою супроводжується ударними навантаженнями на інструмент з відносно високою частотою, що знижує його стійкість. При підвищенні швидкості різання інерційність системи знижує амплітуду вібрацій інструменту і умови обробки наближаються до умов різання цілісного матеріалу. Про це свідчить висока стійкість інструменту при точінні з високими швидкостями різання покриттів з великим ступенем гетерогенності структури. У таких умовах інструмент може мати велику стійкість при обробці неодноріднішого матеріалу.

При обробці високоаморфозованих покриттів, структура яких більш однорідна, має місце відносно низькочастотна взаємодія інструменту із стружкою і оброблюваним виробом, що менш істотно впливає на його стійкість. Підвищення швидкості різання робить контактну взаємодію високочастотною, що інтенсифікує руйнування поверхонь інструменту. У той же час, за таких умов вплив ударного навантаження частково компенсується зміною умов контактної взаємодії, внаслідок чого знижується сила тертя і зменшуються вібрації різця.

Таким чином, при збільшенні гетерогенності структури покриттів процес обробки доцільно проводити з можливо високою швидкістю різання, що підвищує продуктивність обробки і знижує її собівартість.

#### 4.2.2.3. Оцінка оброблюваності покриттів різанням

Традиційно як основний критерій оброблюваності матеріалів різанням приймається швидкість різання  $v_{60}$ , при якій стійкість інструменту складає 60 хвилин. Цей показник тісно пов'язаний з фізико-механічними властивостями оброблюваного матеріалу і, відповідно, з його структурою.

У разі лезової обробки напилених покриттів порівняльну оцінку їх оброблюваності різанням скрутно виконати за критерієм швидкості різання  $v_{60}$  у зв'язку з тим, що це вимагає використання значного об'єму покриття. Оцінку доцільно проводити за критерієм  $v_{20-25}$ , що відповідає стійкості інструменту 20...25 хв.

Передусім, оцінку оброблюваності різанням покриттів доцільно провести для покриттів, що мають однаковий хімічний склад, але нанесених різними методами, що обумовлює їх різну структуру. При цьому вона може бути кількісно оцінена по величинах фрактальної розмірності структури  $D_c$  або фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$ , між якими є кореляційний зв'язок, що відповідає залежності

$$D_s = -2,64 + 2,4D_c, \quad (4.19)$$

де  $D_s$ ,  $D_c$  – фрактальна розмірність сукупності механічних властивостей і фрактальна розмірність структури відповідно [29].

Залежність стійкості інструменту з ПНТМ киборит від величини фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$  напилених покриттів системи Fe-B (рис. 4.33) дозволяє зробити висновок, що

гетерогенність структури, нестабільність механічних властивостей напилених покриттів роблять безпосередній вплив на інтенсивність зношування інструменту – при збільшенні гетерогенності структури оброблюваного матеріалу стійкість інструменту знижується.

Обробка різанням матеріалу, структура якого характеризується великим значенням  $D_s$  супроводжується прискореним зношуванням різального інструменту, що пов'язано, передусім, з інтенсифікацією ударного навантаження на контактні ділянки інструменту і зростанням нестабільності самого процесу різання.

Як показано на рис. 4.34, при обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою спостерігається залежність швидкості різання  $v_{23}$ , при якій забезпечується стійкість інструменту  $T = 23$  хв ( $h_3 = 0,25$  мм), від фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$ , при збільшенні якої швидкість різання значно знижується. Цю характеристику пропонується використати в якості критерію оброблюваності різанням.

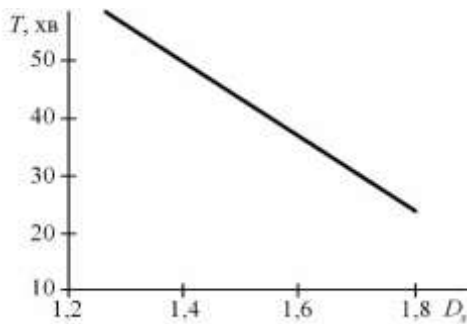


Рис. 4.33. Залежність стійкості інструменту ( $h_3 = 0,25$  мм) при точінні покриттів, напилених сплавом  $Fe_{80}B_{20}$ , ( $v = 1,2$  м/с,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм) від величини фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей напиленого покриття ( $D_s$ ): 1 – газополумєнового порошком, 2 – електродугового порошковим дротом, 3 – газополумєнового порошковим дротом

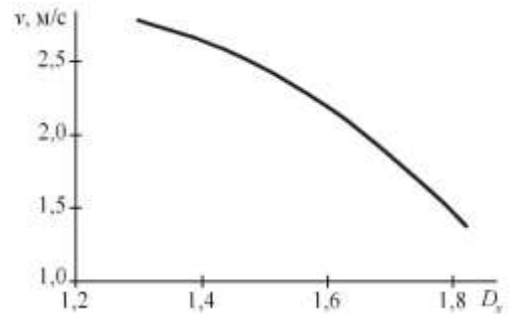


Рис. 4.34. Вплив фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей напилених покриттів ( $D_s$ ) на швидкість різання ( $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм), при якій забезпечується стійкість інструменту з ПНТМ киборит  $T = 23$  хв ( $h_3 = 0,25$  мм)

Приведені результати свідчать про правомірність використання величини  $D_s$  для порівняльної оцінки оброблюваності різанням покриттів без проведення трудомістких експериментів.

### 4.3. Знос і руйнування інструменту при обробці покриттів з високочастотними коливаннями

#### 4.3.1. Основні закономірності взаємодії на контактних поверхнях інструменту

Вибором матеріалу для різального інструменту, використовуваного при обробці газотермічних покриттів, підвищення його стійкості може бути досягнуте у вузькому діапазоні зміни температури різання. Умови різання впливають на інтенсивність зношування інструменту опосередковано, через зміну властивостей контактних поверхонь. Таким чином, створюючи на контактних поверхнях інструменту оптимальний рівень поля напружень і температур можна забезпечити його найбільшу стійкість.

Використання в процесі різання покриттів керованого вібраційного приводу високочастотних коливань дозволяє зменшити силову і теплову взаємодію інструменту з шаром покриття, що видаляється.

Картина деформації оброблюваного матеріалу уздовж різальної кромки інструменту є об'ємною. Вона, значною мірою, обумовлює зміну температури в зоні обробки. При цьому необхідно враховувати дискретність контактної взаємодії і імпульсний характер дії змінної сили різання, наявність значних градієнтів полів напружень, деформацій і температур, можливість протікання дифузійних процесів.

На рис. 4.35 представлена схема розділення характерних контактних зон при вібромеханічному різанні між інструментом, стружкою і заготовкою при силовій взаємодії. За основу приймаємо адіабатичну фізичну модель утворення елемента локального зсуву в покритті при стружкоутворенні. Пластична зона обмежується з боку заготовки умовною межею  $FGAK$ , а з боку стружки –  $LM$ .

На першій стадії локального зсуву відбувається пластична деформація в клиновидній зоні перед передньою поверхнею інструменту. У ній виникає складнонапружений стан з переважно деформаціями стискування і зсуву. У міру подальшого руху інструменту уздовж заготовки відбувається зміцнення матеріалу покриття в клиновидній області, зростають напруження і деформації в елементі стружки. У межах пластичної області  $MLKF$  оброблюване покриття піддається великим пластичним деформаціям і поділяється на окремі потоки. Окрім ділянок пластичного контакту на передній поверхні інструменту є і ділянка пружного контакту  $MN$ . Пружне відновлення оброблюваного покриття має місце і на задній поверхні інструменту. На закругленій частині різального інструменту, де швидкість частинок оброблюваного матеріалу наближається до нуля, виникає застійна зона, величина якої збільшується із зростанням контактних дотичних напружень. У разі застосування інструменту з від'ємним переднім кутом можлива поява застійної зони і на передній поверхні інструменту.

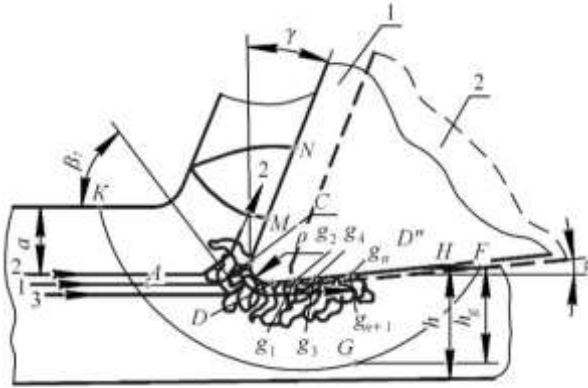


Рис. 4.35. Схема контактної взаємодії при віброемеханічному різанні:  $a$  – товщина зрізаного шару;  $h$  – товщина покриття;  $h_g$  – товщина матеріалу, що пластично деформується; 1 – початкове положення інструменту; 2 – кінцеве положення інструменту

При тангенціальному віброемеханічному різанні має місце переривання контакту інструменту із стружкою і оброблюваним виробом, змінюються умови тертя на контактних поверхнях, можливість утворення застійних зон мінімізується.

В процесі тертя інструменту і заготовки при віброемеханічному різанні покриттів із самофлюсівних матеріалів проявляються наступні явища:

- пружна і пластична деформація мікронерівностей, що призводить до пластичного зношування тіл, що труться, без помітного руйнування їх поверхонь;

- повторні мікропластичні деформації внаслідок періодичних зустрічей мікронерівностей, що призводить до втомного руйнування;

- зміна механічних і фізичних властивостей матеріалу поверхневого шару із-за глибокої пластичної деформації, що істотно позначається на інтенсивності зношування інструменту.

При тангенціальному віброемеханічному різанні, коли вектори швидкостей різання і вібрацій співпадають, зміщення різального інструменту з радіусом округлення (призводить до появи стаціонарної зони деформації  $LKAGF-HD'DCM$ ). Вказана область включає дві зони: 1) вище лінії течії 1; 2) нижче лінії течії 1 (крива лінія  $KAG$ ) – позаконтактна течія покриття по зонах між частинками. Лівіше за цю лінію покриття знаходиться в пружному стані, правіше – в стані пластичної течії. Точка  $G$  відповідає максимальній товщині пластично-деформованого матеріалу покриття. Якщо  $h_g$  досягає величини  $h$ , то пластична деформація поширюється на межу розділу «покриття-основа» і виникає небезпека тріщиноутворення при  $\sigma_y > \sigma_{ст}$ , де  $\sigma_y$  – напруження, що виникає під впливом радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Точка  $H$  є точкою «відриву» інструменту від оброблюваної поверхні. Лінія  $DD'$  характеризує зону найбільшого вдавлювання різця. Точка  $M$  відповідає закінченню пластичного контакту стружки з різцем, а точка  $N$  – точка «відриву» стружки від передньої поверхні різця, що відповідає закінченню пружного контакту стружки з різцем.

Двобічна модель тертя між передньою поверхнею інструменту і стружкою обумовлена при звичайному різанні покриттів переходом від зовнішнього тертя до внутрішнього. У матеріалі покриття, в зоні, прилеглий до поверхні інструменту, сила тертя настільки зростає, що дотичні напруження перевищують межу міцності на зсув матеріалу покриття в області між частинками і всередині частинок. Тому переміщення усієї маси стружки відносно передньої поверхні інструменту відбувається на неоднакову відстань за рахунок внутрішніх зсувів елементів структури покриття.

При вібротермомеханічному різанні напруження, що викликають зсув переважно в області між частинками, значно менші і переміщення стружки відбувається рівномірно під впливом коротких силових імпульсів.

Зрізуваний шар покриття переходить в стружку проходячи зону пластичної деформації  $MLKAC$  із зовнішньою вигнутою у бік зрізуваного шару поверхнею. На відміну від єдиної площини зсуву, якою спрощено замінюють пластичну зону при звичайному різанні, при вібротермомеханічному різанні пластичну зону спрощено можна замінити сімейством площин зсуву під кутом  $\beta_1$ . Довжина пластичного контакту  $CM$  на передній поверхні інструменту виражається залежністю

$$CM = l_1 = r[K_1(1 - \operatorname{tg}\gamma) + \sec\gamma], \quad (4.20)$$

де  $K_1$  – коефіцієнт усадки стружки.

Із зростанням швидкості вібрацій  $2\pi fA'$  збільшується  $K_1$ , відносний зсув  $\varepsilon$  і знижується  $\beta_1$ , оскільки збільшується степінь деформації стружки. При звичайному різанні газотермічних порошкових покриттів, яке характеризується малими глибинами і високими швидкостями різання, збільшення фаски на задній поверхні інструменту може привести до того, що контактна температура і контактні напруження на ній перевищать аналогічні параметри на передній поверхні. Контакт задньої поверхні інструменту носить пружно-пластичний характер, а контактна поверхня включає три ділянки:  $CD$  – частина закругленої перехідної поверхні між передньою і задньою поверхнями інструменту,  $DD'$  – плоска поверхня фаски зносу і  $D'HF$  – ділянка пружного відновлення обробленої поверхні. Ділянка  $DD'$  найбільша, вона багато в чому визначає силу нормального тиску  $N_3$  і силу тертя  $F_3$  на задній поверхні інструменту.

Головні причини, що призводять до зміни напружень в матеріалі стружки і поверхневому шарі виробу при вібротермомеханічному різанні:

- зміна сили тертя;
- зміна величини критичних напружень зсуву, при якому відбувається елементарний зсув;

– тепловий ефект, викликаний розсіюванням і поглинанням акустичної енергії на дефектах кристалічної решітки;

– зміна співвідношення пружних і пластичних деформацій при кожному циклі високочастотних коливань в матеріалі покриття, що деформується.

Пластичну деформацію в зоні *LKGF* при накладенні високочастотних коливань можна інтерпретувати як сумарний процес елементарної деформації з незначним відносним зсувом. Характерною є зміна схеми напружено-деформованого стану порівняно із звичайним різанням за рахунок пружних складових процесів взаємодії на передній і задній поверхнях інструменту.

Для визначення основних рис квазіпружного удару при зіткненні різця і покриття зробимо припущення про лінійний розподіл максимальних напружень зсуву вздовж площини зсуву під кутом  $\beta_1$  і відсутності впливу окремих поперечних елементів один на одного. Застосування методу плоских перерізів допускає лінійність напружено-деформованого стану і не враховує об'ємного напруженого стану після формування покриття в пластичній області. Припустимо, що при вільному ударі квазіпружного тіла різця по покриттю його умовна довжина контакту складається з пластичної і пружної областей. Враховуючи наявність несущільності матеріалу перехідної зони між покриттям і основою можна вважати, що енергія удару різця через покриття передається на основу. Схематизація розрахунку формозміни при вільному зіткненні дозволяє покриття масою  $m_2$  представити в початковий момент як вільне тіло, яке притискається до основного об'єму матеріалу масою  $m_3$  у момент вирівнювання швидкостей різця масою  $m_1$  і покриття. При цьому деформація спочатку поширюється на ділянку контакту задньої поверхні різця з покриттям, а потім на ділянку контакту покриття з основою. Енергія удару в цих зонах розподіляється нерівномірно. Якщо вважати, що  $m_2 \rightarrow 0$ , то деформація на обох контактних ділянках відбувається одночасно і  $E_1 \rightarrow E_2 \rightarrow E/2$ , де  $E_1$ ,  $E_2$  і  $E$  – енергія на контактних ділянках і загальна енергія удару. Відношення енергій на контактних ділянках визначається за формулою

$$\frac{E_2}{E_1} = \frac{(m_1 + m_2)^2}{m_1^2}, \quad (4.21)$$

а повна енергія удару розподіляється на контактних ділянках таким чином:

$$\left. \begin{aligned} E_1 &= E \frac{m_1^2}{m_1^2 + (m_1 + m_2)^2} \\ E_2 &= E \cdot K \frac{(m_1 + m_2)^2}{m_1^2 + (m_1 + m_2)^2} \end{aligned} \right\}, \quad (4.22)$$

де  $K = 0,6 \dots 0,8$  – коефіцієнт, що враховує несущільність контакту.

Відповідно до теорії пружно-пластичного удару, за умови постійності зусилля пластичної деформації, можна схематично представити діаграму «зусилля  $P$ -переміщення  $L$ » при ударі різця об покриття і основу (рис. 4.36).

Енергія деформації представляється як сума пружної і пластичної складових

$$E = E_{\text{упр}} + E_{\text{пл}} = \frac{1}{2} (PL_{\text{упр}} + PL_{\text{пл}}). \quad (4.23)$$

Виходячи з рис. 4.35, співвідношення переміщень можна записати як

$$\frac{L_{\text{упр}}}{L_{\text{пл}}} = \frac{2P \text{ctg} \alpha''}{2E - P^2 \text{ctg} \alpha''}, \quad (4.24)$$

де  $\alpha''$  – пружна податливість матеріалів тіл, що контактують. На кут нахилу пружної ділянки діаграми впливають як модулі пружності матеріалів взаємодіючих тіл, так і їх відносні площі контакту.

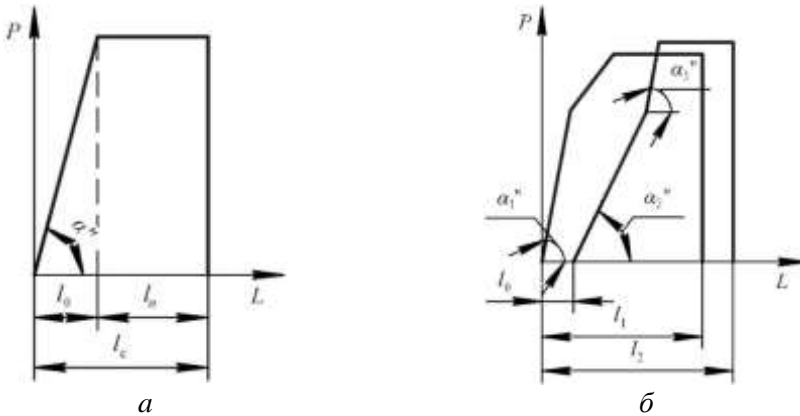


Рис. 4.36. Діаграма «зусилля-переміщення» при ударі: а – різця і покриття; б – різця, покриття і основи з послідовною дією пружних деформацій

У загальному вигляді сумарну пружну деформацію між різцем і покриттям можна записати

$$L_{\text{упр}} = L_{\text{упр1}} + L_{\text{упр2}} = \frac{P}{E_1} K_1 + \frac{P}{E_2} K_2, \quad (4.25)$$

де  $L_{\text{упр1}}$ ,  $L_{\text{упр2}}$  – пружна податливість різця ( $m_1$ ) і покриття ( $m_2$ ) відповідно;  $K_1$ ,  $K_2$  – коефіцієнти приведенної жорсткості;  $E_1$ ,  $E_2$  – модулі пружності.

При послідовній дії пружних деформацій кут  $\alpha''_1$  нахилу лівої гілки діаграми «різець-покриття» на початковій стадії удару визначається податливістю контакту. При досягненні напруженнями межі розділу «покриття-основа» ( $m_2$  і  $m_3$ ) податливість системи зростає за рахунок додаткових деформацій і характеризується кутом  $\alpha''_2$ . Час запізнювання

початку пружної взаємодії на контактні «покриття-основа» визначається товщиною покриття  $h$  і швидкістю поширення хвилі коливань  $c_b$

$$\tau_{зп} = h / c_b \cdot \quad (4.26)$$

За умови досягнення напруженнями в контактні «різець-покриття» рівня, що відповідає пластичній деформації, пружна деформація досягає стану насичення, а пружна податливість контакту «покриття-основа» визначається кутом  $\alpha''_3$ . Зниження сили високочастотних ударів зменшує пружну податливість різця і покриття, а також відповідних контактних напружень.

Таким чином, пружно-пластичні контакти зовнішнього характеру («різець-покриття») і внутрішнього характеру («покриття-основа») характеризуються різною енергією удару і виконують демпфуючу функцію по відношенню до хаотичних, нерегульованих ударів із-за несущільності покриття і зміни його мікротвердості. Ще більше «пом'якшення» і нівелювання хаотичних силових імпульсів можна отримати за рахунок накладення впорядкованих, невеликих по амплітуді (5...10 мкм), примусових високочастотних імпульсів.

Високочастотні хвилі при проходженні через покриття створюють поле напружень, яке складається із статичним силовим полем і викликають збільшення інтенсивності деформацій. Основною умовою розвитку пластичних деформацій є формування максимального значення напружень, що виникає при збігу статичного і динамічного навантаження.

Інтенсивність зношування задньої поверхні інструменту залежить від характеру навантаження, що прикладається. При звичайному різанні пружне відновлення на задній поверхні інструменту викликає різке збільшення нормальних  $g_{N_3}$  і дотичних  $g_{F_3}$  напружень в контактній зоні, що і є причиною інтенсивного зношування інструменту. На рис. 4.37 показані схема навантаження контактної зони «інструмент-покриття-основа» і розподіл контактних нормальних  $g_{N_3}$  і дотичних напружень  $g_{F_3}$  на задній поверхні інструменту при звичайному і вібротехнічному різанні.

Досвід використання інструменту з ПНТМ показує, що можливі випадки його руйнування із-за формування великих напружень розтягування з боку задньої поверхні.

Для звичайного різання перевіірочний розрахунок еквівалентних напружень на задній поверхні інструменту можна виконати по залежності

$$G_k = \frac{2R}{br} \left\{ \begin{array}{l} \frac{\cos \left[ v_0 - \left( \frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right] \cos \left[ \theta - \left( \frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]}{\cos \beta + \sin \beta} + \\ \frac{\sin \left[ v_0 - \left( \frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right] \sin \left[ \theta - \left( \frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]}{\cos \beta - \sin \beta} \end{array} \right\}, \quad (4.27)$$



При вібротехнічному різанні (рис. 4.37, б) інструмент періодично пружно взаємодіє з матеріалом покриття, створюючи динамічну силу  $P_y^d$ . При цьому контакт інструменту з покриттям відбувається в дуже короткий проміжок часу. У таких умовах дія силового навантаження зосереджується в області контакту інструменту з покриттям на ділянці завдовжки  $DD' - dd'$  і реакція на імпульсне навантаження виникає тільки в місцях дії короткочасних ударних імпульсів. До межі розділу «покриття-основа» дія імпульсного навантаження практично не доходить через демпфуючу здатність покриття і навантаження на межі розділу в точках  $n_i$ .

Порівняльна характеристика контактних напружень на задній поверхні інструменту при звичайному і вібротехнічному різанні, представлена на рис. 4.37, показує, що в останньому випадку вони на 20-30 % менші. Це пояснюється стабілізацією і зменшенням рівнодійної сили різання.

#### **4.3.2. Самоорганізація процесу тертя при різанні високочастотними коливаннями інструменту**

Робота пластичної деформації визначає інтенсивність зношування інструменту, характеризуючи механічну дію в зоні контакту оброблюваного покриття з поверхнею інструменту. Із-за відмінності властивостей окремих фрагментів ПНТМ на основі КНБ під впливом впровадження частинок покриття, що періодично-повторюється, в інструментальний матеріал, схоплювання між ними з подальшим зрізом, відбувається послідовне зниження міцності зчеплення окремих зерен композиту і їх викришування.

У реальних парах «інструмент-деталь з покриттям» можливі три варіанти режимів контактування: кінематично-жорсткий, коли задня поверхня інструменту вимагає переточування, якщо для усіх елементарних ділянок контактної поверхні величина зносу перевищує деяку задану величину; кінематично-вільний, коли задня поверхня інструменту вимагає переточування, якщо хоч би на одній з елементарних ділянок контактної поверхні величина зносу перевищує деяку задану величину; кінематично-змішаний, коли поверхня тертя представляється сформованою з груп елементарних ділянок і у межах окремої групи знос відбувається в кінематично-жорсткому режимі, а групи в цілому знаходяться в кінематично-вільному режимі контактування. У парі «інструмент-деталь з покриттям» можуть реалізовуватися різні режими контактування при врізуванні інструменту і при його виході з контакту з оброблюваною деталлю (рис. 4.38).

Кінематичний режим контактування робочих поверхонь інструменту з покриттям і інтенсивність зношування інструменту визначається відповідно до умов роботи окремих ділянок контакту. У кінематично-вільному і кінематично-змішаному режимах відбувається зношування робочих поверхонь інструменту, фрагменти яких періодично навантажені і втрата різальної здатності інструменту залежить як від величини зносу, так і від форми зношеної поверхні.

При переході від врізування до виходу інструменту з контакту з оброблюваною деталлю змінюється режим контактування і, відповідно, характер контактного навантаження.

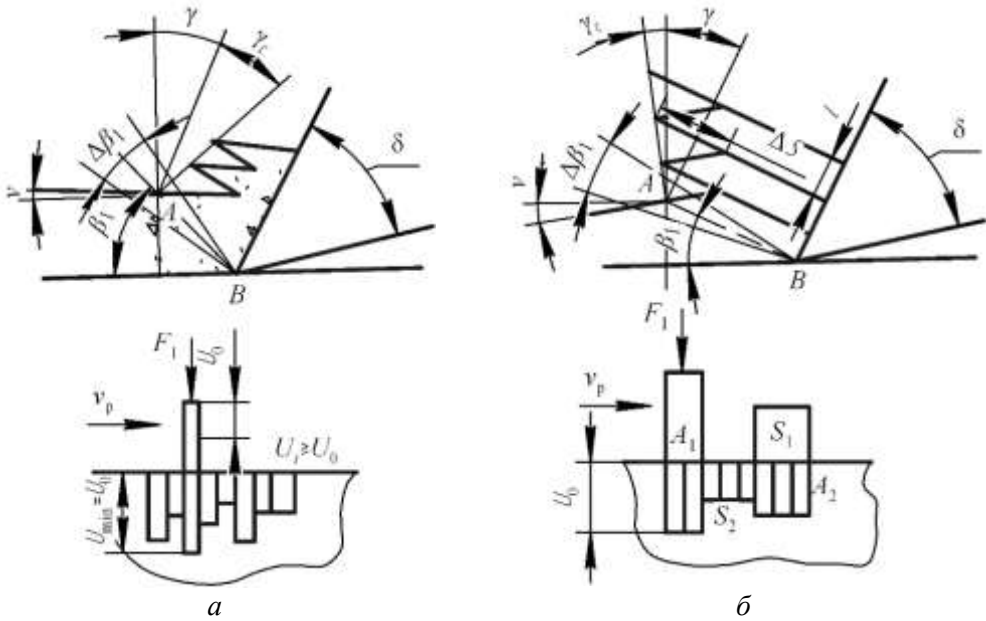


Рис. 4.38. Схеми стружкоутворення і режимів контактування при врізуванні інструменту (а) і виході з контакту з оброблюваною деталлю (б):  $U_i$ ,  $U_0$  – поточна і гранична площі зношеної поверхні інструменту;  $A_1$ ,  $A_2$  – номінальні площі контакту покриття і інструменту;  $S_1$ ,  $S_2$  – загальні площі дискретних елементів поверхонь покриття і інструменту

З урахуванням різних режимів кінематичного контакту, масштабного чинника, пов'язаного з дискретністю контакту «інструмент-покриття» і пористістю покриття ( $U_c + U_n$ ), інтегральна функція розподілу величини зносу задньої поверхні інструменту  $\Phi(U_i)$  описується залежністю

$$\Phi^{ст}(U_i) = \begin{cases} 0, & \text{при } U_i < U_0 \\ 1 - \exp\left[-\frac{A_2}{A_1} \cdot \left(\frac{U_i - U_0}{U_c - U_n}\right)^n\right], & \text{при } U_i \geq U_0, \end{cases} \quad (4.28)$$

де  $n$  – коефіцієнт, залежний від масштабного чинника;  $U_i$ ,  $U_0$  – поточна і гранична площі зношеної поверхні інструменту;  $A_1$ ,  $A_2$  – номінальні площі контакту покриття і інструменту.

Результати оцінки зносу задньої поверхні інструменту з ПНТМ киборит при обробці покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, при різних режимах контактування показані в табл. 4.4.

Таблиця 4.4. Трибологічні параметри інструменту з ПНТМ киборит\*

Покриття, пористість П %	Коефіцієнт регулярності пористої структури С	Кінематичний режим контакту- вання	Трибологічні характеристики задньої поверхні інструменту		
			номі- нальна площа контакту $A_2, \text{мм}^2$	загальна площа контакту $S_2, \text{мм}^2$	поточна площа зношеної поверхні $U_i, \text{мм}^2$
Газополуменеве порошком ПГ-СРЗ П = 12 %	1,25	жорсткий	0,075	0,035	0,036
		змішаний	0,075	0,029	0,031
Плазмово-дугове порошком ПГ-СРЗ П = 8 %	1,10	жорсткий	0,055	0,028	0,021
		змішаний	0,055	0,028	0,018

\*Період стійкості різця 45 хв ( $h_3 = 0,3$  мм). Режими різання:  $v = 1,2$  м/с;  
 $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм Геометричні параметри інструменту:  $\gamma = -5^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ .

Аналіз особливостей взаємодії в контакті «інструмент-покриття» і зміна кінематичного режиму контактування показують, що інтенсивність зношування інструменту при вібротрибологічному різанні трохи знижується, хоча при цьому спостерігається збільшення мікросколів на контактних поверхнях інструменту, що пов'язано з їх втомним руйнуванням.

На ефективність процесу віброрізання покриттів і стійкість різального інструменту великий вплив роблять умови переходу від пластичного відтиснення матеріалу покриття до його мікрорізання. При переході до мікрорізання на передній поверхні інструменту формується зона вторинної деформації, що характеризується довжиною контакту  $l$  стружки з інструментом, в якій доля ділянки пластичного контакту  $l_1$  складає 0,4...0,5 від загальної довжини контакту. Вказане співвідношення залежить від швидкості різання, товщини зрізу і величини переднього кута інструменту.

Напружено-деформований стан покриття в зоні стружкоутворення і в зоні вторинної деформації залежить від трибологічних властивостей матеріалів інструменту і покриття. В процесі звичайного різання сила тертя на передній поверхні інструменту і коефіцієнт тертя значною мірою визначаються умовами, в яких відбувається процес деформації зрізуваного шару і які впливають на вигляд стружки і характер її контакту з інструментом. Якщо розподіл нормальних напружень  $q_{Nп}$  по довжині контакту стружки з передньою поверхнею інструменту графічно виглядає як гіперболічна залежність з максимумом поблизу різальної кромки, то розподіл дотичних напружень  $q_{Fп}$  вздовж контакту описується декількома законами. На довжині пластичного контакту напруження залишаються

постійними з  $q_{F_{\Gamma}} = \tau_c$  (сила тертя є конкуруючим чинником для сили опору руху стружки в прирізцевому поверхневому шарі, яка і формує напруження опору стружки  $\tau_c$ . Вздовж ділянки пружного контакту ( $l - l_1$ ) дотичні напруження знижуються до  $q_{F_{\Gamma}} = 0$ . Таким чином, дотичні напруження на ділянці пластичного контакту стружки з передньою поверхнею інструменту представляється як

$$q_{F_{\Gamma}} = \frac{A_n}{l_1^m}, \quad (4.29)$$

де  $A_n$  і  $m$  – коефіцієнт і показник степеня, залежні від умов різання.

Аналіз зміни напружено-деформованого стану покриття в прирізцевій зоні показує, що тертя при звичайному різанні супроводжується запасанням енергії деформації в граничному з передньою поверхнею інструменту шарі, і її дисипацією надалі. Загальною характеристикою фрикційного контакту є в'язкопружнопластичність і, з урахуванням дисипативних процесів в граничному шарі, силу тертя в контакті «стружка-передня поверхню інструменту» можна описати рівнянням

$$F\tau = F_a + F_m + F_d, \quad (4.30)$$

де  $F_a$ ,  $F_m$ ,  $F_d$  – адгезійна, механічна і демпфуюча складові сили тертя.

В умовах вібромеханічного різання адгезійна складова  $F_a$  відсутня у зв'язку з короткочасністю контакту, а демпфуюча складова  $F_d$ , пов'язана з дислокаційною структурою оброблюваного матеріалу, зменшується із-за дислокаційного поглинання енергії високочастотних коливань. Оскільки дисипативні процеси протікають на різних структурних рівнях – на дислокаціях, в зернах, частинках покриття, то процес тертя супроводжується послабленням пружних зв'язків в матричному шарі ПНТМ і утворенням мікротріщин з подальшим відривом частинок КНБ.

Розглядаючи механічну складову сили тертя і дисипативний процес, як термодинамічно нерівноважні, описати перетворення механічної енергії на внутрішню можна таким чином

$$A_T = \Delta U_d^i + \Delta U_d^{np} + \Delta U_d^p + \Theta_T, \quad (4.31)$$

де  $A_T$  – робота сили тертя;  $\Delta U_d^i$   $\Delta U_d^{np}$  – приріст енергії деформації в інструменті, прирізцевому шарі;  $\Delta U_d^p$  – витрати енергії на розкочування зерен КНБ і покриття;  $\Theta_T$  – теплота тертя.

В умовах вібромеханічного різання покриття, зношування робочих поверхонь інструменту є складним фізико-хімічним процесом. Контактні напруження  $q_{N_{\Gamma}}$  і  $q_{F_{\Gamma}}$  створює складний неоднорідний напружений стан, що сприяє пластичній деформації поверхневих мікрооб'ємів інструменту. Взаємодія частинок покриття з передньою поверхнею інструменту відбувається з великою частотою, призводить до поступового зниження міцності закріплення окремих частинок КНБ в композиті і їх

викришування. Акти втомного руйнування на передній поверхні інструменту проявляються залежно від циклічної міцності ПНТМ, його опору повзучості.

Досвід обробки напилених порошкових покриттів зі швидкостями різання  $> 1,3$  м/с свідчить про зниження температури різання при використанні височастотних коливань. Це пояснюється періодичним «відпочинком» різального інструменту і його ефективнішим охолодженням. Залежність інтенсивності зношування інструменту від швидкості різання і подачі нелінійна і немонотонна (рис. 4.39) із-за різних механізмів взаємодії на контактних поверхнях при термобаричному навантаженні в процесі різання.

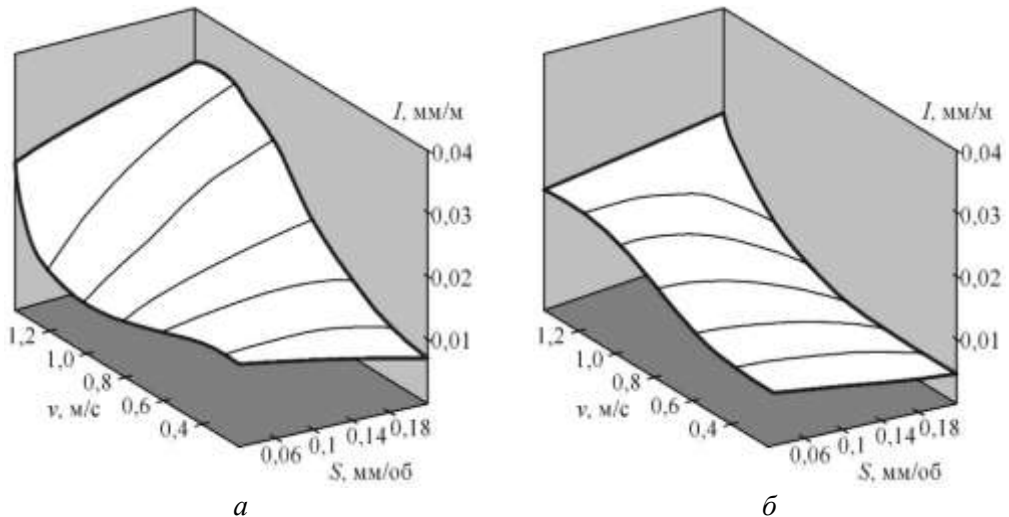


Рис. 4.39. Залежність інтенсивності зношування інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, від швидкості різання і подачі при точінні покриття, напиленого самофлюсівним порошком ПГ-СР3: а – звичайне різання; б – вібротехнічне різання ( $A' = 10$  мкм,  $f = 18$  кГц)

Аналіз графічних залежностей на рис. 4.40 показує, що як при звичайному, так і при вібротехнічному точінні напиленого самофлюсівного порошкового покриття зберігаються основні тенденції в закономірностях зміни інтенсивності зношування інструменту з ПНТМ по задній поверхні.

Збільшення швидкості різання і подачі призводить до монотонного зростання інтенсивності зношування інструменту. У той же час, в порівнянні із звичайним різанням вібротехнічне точіння супроводжується зношуванням інструменту з інтенсивністю меншою в середньому на 10...15 %. Така різниця в інтенсивності зношування інструменту при контактній взаємодії з гетерогенним матеріалом покриття пов'язана з особливостями абразивної, адгезійної, дифузійної, втомної і окислювальної контактної взаємодії на контактних ділянках інструменту.

Традиційно, для конкретної контактної пари, забезпечення мінімального зносу зв'язується з вибором умов різання, що відповідає оптимальній температурі різання. При вібротехнічному різанні аналогічний результат можна отримати шляхом якісної зміни умов різання. На рис. 4.39 представлені залежності зносу інструменту з ПНТМ киборит по задній поверхні і тангенціальній складовій сили різання при точінні самофлюсівних покриттів від режимів примусових коливань. Стійкість інструменту складала  $T = 45$  хв ( $h_3 = 0,3$  мм).

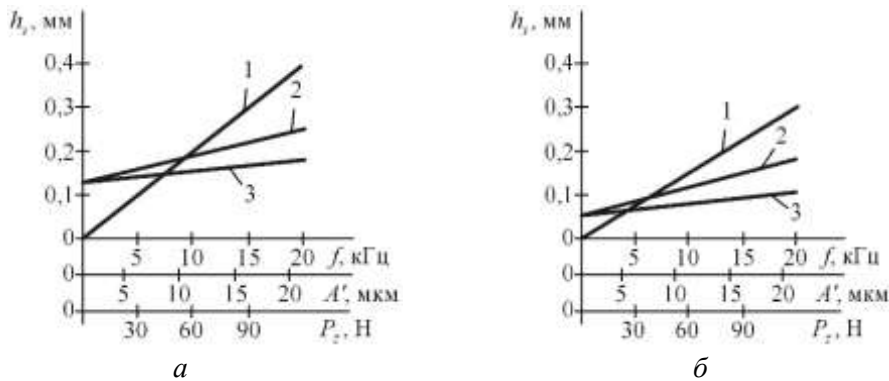


Рис. 4.40. Залежність зносу інструменту  $h_3$  від частоти (1) і амплітуди коливань (2), зв'язок величин зносу інструменту і тангенціальної сили різання (3): а – вібротехнічне точіння покриття, напилене порошком СНГН-50; б – вібротехнічне точіння покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ

Аналіз експериментальних даних показує, що періодичний рух стружки по передній поверхні інструменту супроводжується утворенням менш глибокої, але ширшої лунки. Силове навантаження і контактні напруження знижуються при збільшенні режимів коливального руху ( $f$ ,  $A'$ ), а величина зносу інструменту лінійно зростає. Головною причиною цього є руйнування матеріалу інструменту із-за низького опору циклічному навантаженню.

Збільшення амплітуди і частоти коливань лінійно підвищує знос інструменту. Більший знос інструменту при точінні покриття, напиленого порошком СНГН-50, порівняно з точінням покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, пов'язаний з особливостями адгезійно-дифузійної взаємодії в зоні різання при обробці покриттів з різними фізико-механічними властивостями.

Система «покриття-інструмент» – термодинамічно відкрита і нелінійна, при її зовнішньому збудженні акустичною і механічною енергією обов'язково піде реакція самоорганізації. Прояв цього ефекту при вібротехнічному різанні покриттів пов'язаний з: розміщенням матеріалу із-за дислокаційного поглинання акустичної енергії; розблокуванням дислокаційних скупчень біля концентраторів напружень в матричному шарі ПНТМ; зміною втомної міцності ПНТМ; зниженням і стабілізацією коефіцієнтів тертя на контактних ділянках; формуванням на

контактних ділянках рівноважної шорсткості з підвищенням фактичної площі контакту і зниженням контактного навантаження і температури.

Трансформація самоорганізаційної системи «інструмент-покриття» є кінетичним процесом, який може завершитися або руйнуванням системи, або її виходом на принципово новий стан динамічної рівноваги. Напрямок розвитку процесу самоорганізації визначається критерієм Пригожина-Гленсдорфа  $\frac{\partial P}{\partial \tau} \leq 0$ , де  $P$  –

зміна ентропії;  $\tau$  – час процесу. Для вібромеханічного різання покриттів характерне виробництво негентропії за рахунок зовнішнього впливу акустичної енергії на відкриту термодинамічну систему. Характерним прикладом самоорганізації процесів тертя і зношування при вібромеханічному різанні покриттів є зміна режиму контактування від кінематично-вільного до кінематично-змішаного.

З урахуванням процесів самоорганізації і дисипації внутрішньої енергії, інтенсивність зношування інструменту шляхом крихкого мікроруйнування контактних поверхонь описується виразом:

$$\frac{\partial M}{\partial \tau} = \frac{1}{A_T} \left( \frac{\partial U}{\partial \tau} \right) - K_D \frac{\partial \xi_1}{\partial n}, \quad (4.32)$$

де  $M$  – маса матеріалу інструменту;  $A_T$  – питома робота зношування;  $U$  – внутрішня енергія;  $K_D$  – коефіцієнт енергомасопереносу;  $\xi_1$  – хімічний потенціал матеріалу інструмента відповідно до СВАСК його основного з'єднання;  $n$  – переміщення у напрямі максимального градієнта хімічного потенціалу.

Проведений аналіз дозволяє прогнозувати зниження інтенсивності зношування інструменту при обробці напилених покриттів за рахунок зменшення зовнішньої термосилової дії при вібромеханічному різанні.

#### 4.4. Моделювання стійкосних випробувань інструменту при обробці покриттів

Враховуючи високу вартість різального інструменту з ПНТМ на основі КНБ, а також характерне для покриттів, більшою мірою для напилених, обмежена кількість оброблюваного матеріалу, проведення традиційних випробувань на стійкість інструменту у багатьох випадках технічно неможливе і економічно недоцільно. У цих умовах найбільш ефективним може бути метод, який базується на розрахунках із залученням мінімально необхідних експериментальних даних [30]. Отримані ж результати можуть бути уточнені обмеженими дослідженнями на стійкість.

Представлені нижче розрахунки базуються на припущенні [31] існування функціонального зв'язку між величиною зносу інструменту (наприклад, шириною фаски зносу по задній поверхні інструменту) і роботою, виконаною при різанні за той же час. Чисельне значення цієї роботи  $A_{PT}$  визначається властивостями інструментального матеріалу, а також геометричними

параметрами робочої частини інструменту, що навантажується в процесі різання. При цьому, відповідність між величиною зносу інструменту і виконаною ним роботою не залежить від того, яким чином остання досягнута.

Особливо слід підкреслити, що в даній постановці величина роботи  $A_{pr}$  є характеристикою інструменту і ніяк не пов'язана з параметрами оброблюваного матеріалу. Йдеться про ресурс працездатності різального інструменту при заданому значенні параметра його зносу.

Критична внутрішня енергія, яку може накопити робоча частина інструменту до руйнування

$$E = \Theta + U, \quad (4.33)$$

де  $\Theta$ ,  $U$  – теплова і механічна складові енергії відповідно.

Підвищення внутрішньої енергії  $E$  може відбуватися за рахунок будь-якого з доданків. Обмеженням для теплової складової є досягнення температури різання, при якій інструментальний матеріал втрачає свої різальні властивості.

Основним в даному підході є визначення взаємозв'язку величини зносу інструменту і витраченої роботи різання. Така залежність може бути визначена експериментально стосовно кожного конкретного поєднання геометричних параметрів інструменту. Це пов'язано з тим, що від геометричних параметрів інструменту залежить величина об'єму інструменту, що деформується, вид навантаження на інструмент і тепловідвід із зони різання. У разі переточуваного різального інструменту це значно збільшує кількість варіантів, а для інструменту, що оснащується непереточуваними різальними пластинами, кількість форморозмірів, що реалізуються, порівняно невелика і може бути оцінено.

У таблиці 4.5 приведені залежності  $A_{pr} = f(h_3)$  для ряду непереточуваних різальних пластин з різних матеріалів, отримані в результаті математичної обробки експериментальних даних.

Робота – це інтегральний показник при оцінці ресурсу працездатності різального інструменту і інтенсивності його зношування. При використанні непереточуваних різальних пластин з різних матеріалів з однаковими режимами обробки робота різання має різну величину. Це визначається силами тертя на робочих поверхнях інструменту, пов'язаними з контактною взаємодією інструменту із стружкою і оброблюваним виробом.

Тому стійкість інструментів, що характеризуються схожими залежностями  $A_{pr} = f(h_3)$  може істотно відрізнитися за величиною.

Відповідно до вищевикладеного стійкість інструменту визначається в два етапи:

перший – задається величина зносу інструменту  $h_3$  і за його величиною, з урахуванням даних табл. 4.5, розраховується значення роботи  $A_{pr}$ ;

другий – при короткочасних експериментах визначаються сили різання ( $P_z$ ) і розраховується стійкість інструменту

$$T = \frac{A_{\text{пр}}}{P_z \cdot v}, \quad (4.34)$$

При цьому приймається умова  $A_{\text{пр}} = T \cdot P_z \cdot v$ .

Таблиця 4.5. Регресійні залежності величини виконаної роботи різання від ширини фаски зносу по задній поверхні інструменту

Матеріал різального інструменту	Форморозмір різальної пластини	Залежність $A_{\text{пр}} = f(h_3)$ *
Безвольфрамовий твердий сплав – ТН- 20 – СТИМ-3Б	SNMM120404M	$434,46 \cdot 10^{-3} h_3^2$ $33,4 h_3$
Мінералокераміка – біхроміт – силініт-Р – ЦМ 332 – ВШ – ВШ з покриттям на основі Si – ВОК 60		$36,7 h_3$ $574 h_3^2$ $\exp(9,6 h_3^2)$ $1/(0,28 - 0,2 \exp h_3)$ $91,86 h_3$ $\exp(10,91 h_3)$
ПНТМ – ісмїт – киборит – киборит – томал 10 – АТП	SNMN120303Z RNMN0703M HCMN120304M SNMN090404 RNMN1303D	$\frac{1}{19 h_3^2}$ $50 h_3^{\frac{1}{2}}$ $110,9 h_3$ $923 h_3$ $44,41 h_3$

\*  $A_{\text{пр}}$  в  $10^7$  Дж,  $h_3$  в мм.

Запропоновано поняття коефіцієнта корисної дії системи різання (ККД), що є відношенням величини роботи різання до величини роботи, що витрачається на процес руйнування оброблюваного матеріалу при випробуванні на стискування –  $\text{ККД} = 10^{-7} A_{\text{сж}} B$ , де  $A_{\text{сж}}$  – питома робота стискування, Дж/м<sup>3</sup>;

$$B = 0,1 \left( \frac{St}{P_z} \right), \text{ мм}^2/\text{Н} [31].$$

Якщо величина  $A_{\text{сж}}$  для оброблюваного покриття невідома, її можна визначити з діаграми стискування по залежності  $A_{\text{сж}} = \int \sigma(\epsilon) d\epsilon$ . Якщо ж

величини  $\sigma$  і  $\varepsilon$  також невідомі, можна отримати залежність від умов різання не для коефіцієнта ККД, а для величини  $B$ .

Як приклад розглянемо результати моделювання випробувань на стійкість при точінні інструментом з ПНТМ киборит покриття, напиленого з оплавленням порошковою сумішшю ПС-12НВК-01. Точіння проводилося як по кірці покриття, так і в умовах чистової обробки. На рис. 4.41 приведені результати експериментів за визначенням сили різання  $P_z$  залежно від режимів обробки.

На рис. 4.41 приведені залежності величини  $B$  від умов обробки покриття без кірки. Отримані залежності апроксимуються виразами

$$B = 6,7 \cdot 10^{-4} + (5,8S - 1,2S^2) \cdot 10^{-3}, \quad (4.35)$$

$$B = 5 \cdot 10^{-4} + (7,2t + 4,7t^2 - 44,4t^3) \cdot 10^{-3}, \quad (4.36)$$

$$B = 1,48 \cdot 10^{-4} - 6,6 \cdot 10^{-6}v + 3,7 \cdot 10^{-8}v^2 - 4,8 \cdot 10^{-11}v^3. \quad (4.37)$$

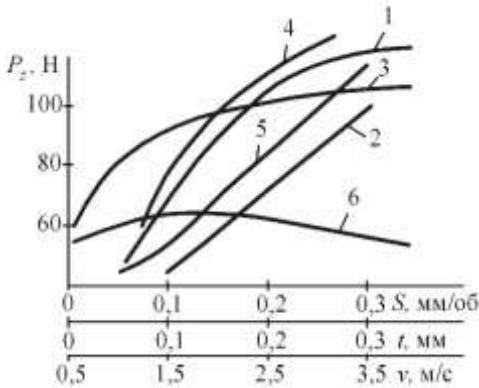


Рис. 4.41. Вплив режимів різання покриття, напиленого порошковою сумішшю ПС-12НВК-01, інструментом з ПНТМ киборит на тангенціальну складову сили різання (1, 2, 3 – обробка по кірці; 4, 5, 6 – чистова обробка) при зміні: 1, 4 – подачі ( $v = 0,51$  м/с;  $t = 0,1$  мм); 2, 5 – глибини різання ( $v = 0,51$  м/с;  $S = 0,07$  мм/об); 3, 6 – швидкості різання ( $S = 0,07$  мм/об;  $t = 0,1$  мм)

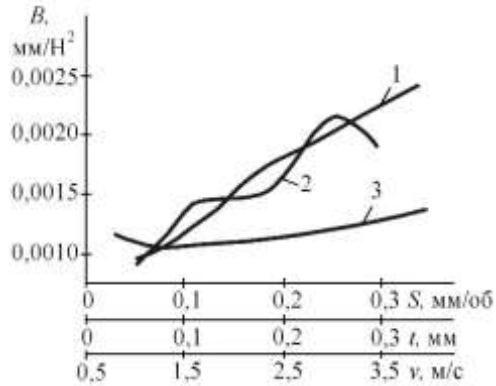


Рис. 4.42. Вплив режимів різання покриття, напиленого порошковою сумішшю ПС-12НВК-01, інструментом з ПНТМ киборит на величину параметра  $B$  (кінцева обробка) при зміні: 1 – подачі ( $v = 0,51$  м/с;  $t = 0,1$  мм); 2 – глибини різання ( $S = 0,07$  мм/об;  $v = 0,51$  м/с); 3 – швидкості різання ( $S = 0,07$  мм/об;  $t = 0,1$  мм)

Враховуючи, що  $A_{сж}$  є постійною величиною для конкретного оброблюваного матеріалу, дані рис. 4.42 дозволяють перейти до залежностей, що

зв'язують ККД системи різання з умовами обробки. Якщо  $ККД_{\max}$  прийняти, наприклад 80 %, то для цих умов –  $A_{сж} = 3,2 \text{ ГДж/м}^3$  ( $B_{\max} = 0,0025$ ). Приведене значення  $A_{сж}$  дозволяє отримати залежності ККД від параметрів режиму різання.

Результати моделювання показують (рис. 4.43), що в розглянутих діапазонах варіювання режимів різання, найбільший вплив на знос інструменту робить швидкість різання, що відповідає приведеним вище результатам досліджень. При цьому стійкість інструменту і дія на неї зміни умов різання більше для обробки з малими перерізами зрізу.

Розглянута методика, при мінімальному об'ємі експериментальних робіт, дозволяє провести моделювання працездатності різального інструменту, проаналізувати вплив режимів різання на стійкість інструменту і вибрати режими різання для обробки різних покриттів в умовах роботи «по кірці» і при чистовій обробці.

Запропонований вище показник – робота, виконана у процесу різання, може бути визнаним як аттрактор системи різання, т.е. предельна робота, яку здатний виконати інструмент до досягнення встановленого критерію зносу. При одному і тому ж зносі інструмент з визначеного матеріалу, незалежно від умов процесу експлуатації, може бути виконана однакова робота. Наприклад для інструмента, оснащеного різальною пластиною CNGA 120408 T01020 із твердого сплаву GC3005 (Sandvik Coromant) отримана залежність

$$A_{\text{пр}} = 10^3 (2,58h_s - 0,32)^{0,5}. \quad (4.38)$$

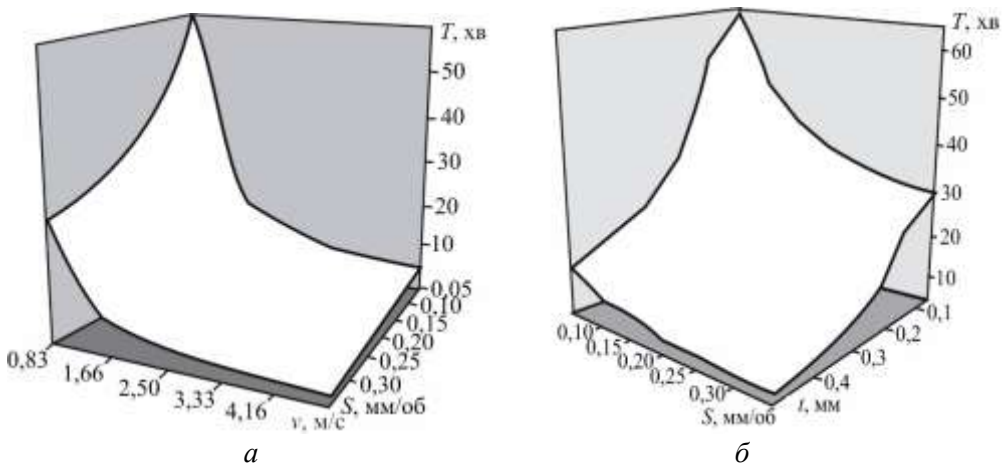


Рис. 4.43. Результати моделювання випробувань на стійкість інструменту з ПНТМ киборит при точінні покриття, напиленого порошковою сумішшю ПС-12НВК-01: а –  $T = f(v, S)$ ; б –  $T = f(S, t)$

Якщо відома функціональна залежність головної складової сили різання  $P_z$  від подачі та глибини різання, то можна записати рівняння:

$$A_{pr} = P_z(S, t)vT, \quad (4.39)$$

де  $T$  – стійкість інструменту.

Отже, призначивши величину зносу інструменту по задній поверхні  $h_3$ , можна, вирішуючи ці рівняння разом, можна визначити параметри режиму різання при заданій стійкості інструменту, або дослідити вплив параметрів оброблення на стійкість інструменту.

На рис. 4.44, у якості прикладу, наведена залежність  $T = f(v)$  для випадку точіння покриття ПС-12НВК-01 (65% порошку ПГ-10Н-01 + 35% WC).

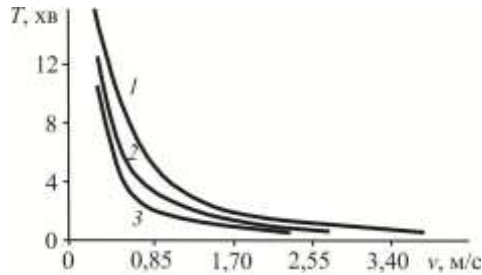


Рис. 4.44. Залежності стійкості  $T$  від швидкості різання  $V$  при точінні покриття ПС-12НВК-01 (1, 2, 3) інструментом з пластиною CNGA 120408 T01020 із твердого сплаву GC3005 ( $t = 0,1$  мм;  $S = 0,1$  (1);  $0,2$  (2);  $0,3$  (3) мм/об).

Звичайно, що визначені таким чином величини швидкості різання  $v$  та подачі  $S$  не є оптимальними. Це пов'язано зі стохастичністю самого процесу точіння. Проте така методика дуже спрощує вибір параметрів режиму різання. Крім того, якщо побудувати емпіричну залежність  $Pz = f(S, t)$ , можна виконати їх уточнення отриманих результатів.

## Розділ 5

### ТЕХНОЛОГІЧНЕ УПРАВЛІННЯ СТАНОМ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМИ

Контактна взаємодія інструменту зі стружкою і оброблюваною деталлю в процесі різання супроводжується комплексом силових, теплових, хімічних і інших явищ. При цьому на поверхні виробу формується певна сукупність макро- і мікронерівностей, а в поверхневих шарах оброблюваного матеріалу відбуваються процеси зміцнення-розміцнення, структурно-фазові перетворення і інші явища, що набувають особливого значення при забезпеченні довговічності і працездатності деталей, працюючих в умовах контактного вантаження.

Експлуатаційні властивості деталей машин с покриттями – зносостійкість, корозійна стійкість, герметичність, електроопір і теплоопір, відбивна здатність поверхонь, міцність пресових з'єднань і інші – визначаються геометричними параметрами поверхонь, фізико-механічними і хімічними властивостями, мікроструктурою поверхневих шарів, а отже, нерозривно пов'язані з умовами і особливостями обробки різанням.

#### 5.1. Стан поверхневого шару деталей з покриттями після обробки

##### 5.1.1. Наплавлені і напилені покриття з кристалічною структурою

Особливості структури і фізико-механічних властивостей наплавлених і напилених покриттів знижують їх оброблюваність різанням і істотно затрудняють досягнення необхідних параметрів стану поверхневого шару.

**Шорсткість поверхні.** Висота мікронерівностей, розрахована з кінематико-геометричних уявлень закономірностей формування поверхні і отримана в результаті обробки покриттів в загальному вигляді визначається по залежності

$$Rz = Rz_p + \Delta H, \quad (5.1)$$

де  $Rz_p$  – розрахункова висота нерівностей (детермінована складова);  $\Delta H$  – відхилення фактичної висоти нерівностей від розрахункової (випадкова складова), відображає зміну висоти нерівностей в результаті пружного відновлення поверхні зрізу, пластичної деформації в зоні стружкоутворення, зрізу вершин нерівностей стружкою, що сходить, тертя на задній поверхні інструменту, зносу різальної кромки інструменту, вібрацій в технологічній системі, наявності дефектів, зокрема, пористості в оброблюваному матеріалі та ін.

При лезовій обробці покриттів, в першу чергу, слід враховувати складові  $\Delta H$ :  $\Delta H_{пл}$ , викликану пластичними явищами перед передньою поверхнею різального інструменту;  $\Delta H_{д}$ , що враховує наявність дефектів в

оброблюваному матеріалі;  $\Delta H_v$ , яка визначається рівнем вібрацій в зоні різання.

Аналіз профілограм з поверхні обробленої деталі показує, що в загальному випадку залежно від рівня перерізу сукупність ординат профілю може бути умовно розділена на дві ділянки: в шорсткому шарі і в поверхневих дефектах (рис. 5.1).

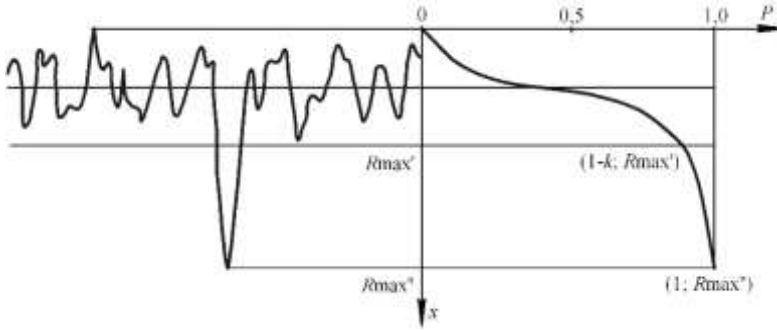


Рис. 5.1. Профілограма поверхні з дефектом і опорна крива профілю поверхні

Сукупність ординат профілю поверхні  $x$  визначається системою рівнянь

$$Ra = \int_{-\infty}^{+\infty} |x - m_x| P'(x) dx, \quad mx = \int_{-\infty}^{+\infty} x P'(x) dx.$$

$$\left. \begin{aligned} p &= B \left( \frac{x}{R_{\max}} \right)^v (1 - \Pi_0) \\ p &= f(x) \end{aligned} \right\} \begin{aligned} 0 \leq x \leq R_{\max} \\ R_{\max} \leq x \leq R'_{\max} \end{aligned} \quad (5.2)$$

де  $x$  – ордината перерізу профілю;  $Ra$  – середнє арифметичне відхилення профілю;  $m_x$  – математичне очікування ординати профілю;  $P'(x)$  – щільність розподілу сукупності ординат профілю;  $p$  – опорна поверхня профілю (функція розподілу матеріалу в шарі);  $R_{\max}$  – максимальна висота нерівностей профілю без врахування наявності дефектів;  $R_{\max}'$  – максимальна висота нерівностей профілю в дефектному шарі;  $B, v$  – параметри степеневої апроксимації початкової ділянки опорної кривої профілю без дефектів;  $f(x)$  – функція розподілу матеріалу в дефектному шарі;  $\Pi_0$  – відкрита пористість (відношення площі проекції пор до загальної площі проекції поверхні).

Для оцінки  $f(x)$  представимо всю сукупність відкритих дефектів в матеріалі обробленого поверхневого шару еквівалентним дефектом досить простої форми, наприклад у вигляді кругового конуса, спрямованого вершиною всередину матеріалу. В цьому випадку

$$f(x) = cx + d, \quad (5.3)$$

де  $c, d$  – коефіцієнти лінійного рівняння.

Величина  $R_{\max}$  визначається як

$$R_{\max} = Rz_p + \Delta H_{\text{пл}} + \Delta H_{\text{д}} + \Delta H_{\text{в}}. \quad (5.4)$$

Вплив швидкості різання на висоту нерівностей профілю при точінні пов'язаний із складовою  $\Delta H_{\text{пл}}$  і аналогічно впливу швидкості різання на усадку стружки, коефіцієнт тертя, сили різання і висоту наросту (рис. 5.2).

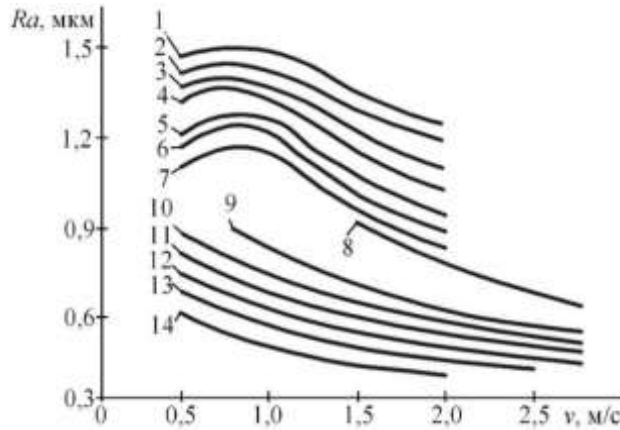


Рис. 5.2. Вплив швидкості різання на шорсткість обробленої поверхні при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6 (1-7) і з ПНТМ композит 10 (8-14) ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_s = 0,2$  мм) покриттів, наплавлених дротами Нп-Св08 (1), Нп-У8А (2), Нп-30ХГСА (3, 8), Нп-12Х8Н9Т (4, 9), ПП-Нп-25Х5ФМС (5, 10), ПП-Нп-10Х14Т (6, 11), ПП-Нп-30Х5Г2СМ (7, 12), ПП-Нп-250Х10Б8С2Т (13), стрічкою Нл-65Г (14)

Залежність, яка зв'язує  $\Delta H_{\text{пл}}$  з усадкою стружки  $\xi$ , може бути представлена у виді [32]

$$\Delta H_{\text{пл}} = k(F_p + k_1 S \cdot Rz_p \cdot \xi), \quad (5.3)$$

де  $k = 7,9 \frac{e^{0,3k_2}}{0,1k_2^{0,45}}$ ;  $k_1 = \frac{\cos(\varphi_p + \varphi_{1p} + \nu)}{2 \sin \varphi_p}$ ;  $k_2 = \frac{R_m}{A}$ ;  $F_p, \varphi_p, \varphi_{p1}$  – площа під

нерівністю, головний і допоміжний кути в плані різця, що відповідають висоті нерівності  $Rz_p$ , яка розрахована виходячи з кінематико-геометричних параметрів процесу обробки;  $\nu$  – кут сходу стружки;  $R_m, A$  – межа міцності на розтягування і відносне подовження оброблюваного матеріалу відповідно.

Стосовно обробки гетерогенних матеріалів, таких як наплавлені і напилені покриття, оцінка складової  $\Delta H_{\text{в}}$  ускладнена із-за впливу нестабільності їх

структури і механічних властивостей на сили різання і, отже, на зміщення вершини інструменту відносно заданої траєкторії. Останнє разом зі збільшенням або зменшенням висоти нерівностей на обробленій поверхні, затрудняє отримання деталей необхідної точності. Велике значення також має непостійність глибини різання, особливо при обробці по кінці. В окремих випадках розглянуті чинники можуть в якійсь мірі знижувати (поєднання максимальною глибина різання і мінімальних механічних властивостей матеріалу) або, навпаки, збільшувати (поєднання максимальної глибини різання і максимальних механічних властивостей матеріалу) величину  $\Delta H_v$ . В цілому, ця складова визначається амплітудою коливань, пов'язаної з частотою сили збурення, що викликається різницею припуску при проходженні вершиною різця по виступу або западині початкової шорсткості (при повторному проході) або різницею припуску при видаленні нерівного поверхневого шару покриття і нерівномірною твердістю оброблюваного матеріалу.

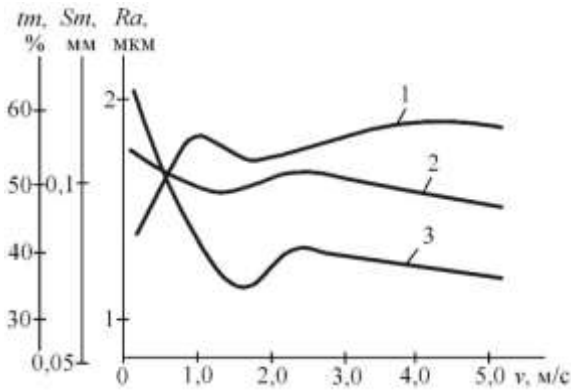
Обробка покриттів тврдосплавними різцями з швидкостями різання, для якого характерне утворення наросту, приводить до формування нерівностей профілю великої висоти. При подальшому збільшенні швидкості різання вплив наросту на процес різання і висоту нерівностей профілю знижується. В цілому залежність шорсткості поверхні від швидкості різання має нелінійний характер. При точінні покриттів різцями з ПНТМ на основі КНБ зона активного наростоутворення суттєво менша, а висота нерівностей профілю при збільшенні швидкості різання монотонно зменшується.

На рис. 5.3 показані залежності параметрів шорсткості  $Ra$ ,  $Sm$ ,  $tm$  від швидкості різання.

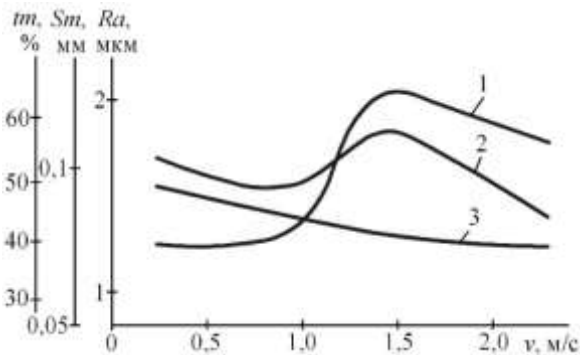
Треба враховувати, що при обробці покриттів висота нерівностей профілю залежить від величини зносу інструменту по задній поверхні. Із-за швидкого зносу різці з твердого сплаву Т15К6 не можуть забезпечити низьку висоту нерівностей профілю при точінні з підвищеними швидкостями різання. Інструменти з ПНТМ на основі КНБ працездатні при точінні високотвердих покриттів з підвищеними швидкостями різання і дозволяють обробляти їх з отриманням низької висоти нерівностей профілю.

Крок нерівностей по середній лінії і радіус округлення нерівностей визначається геометричними параметрами інструменту і подачі. Величина критерію Комбалова-Крагельського є функцією висотних параметрів нерівностей, радіусу нерівностей і параметрів опорної кривої профілю, тому на нього впливають усі умови обробки і більшою мірою величини перерізу зрізуваного шару.

Величина подачі робить найбільший вплив на шорсткість обробленої поверхні. При малій подачі істотно позначається тертя на задній поверхні інструменту, що дещо підвищує висоту нерівностей. Значення критичної подачі залежить від величини радіусу при вершині різця – із зростанням останнього вона збільшується. При точінні твердішого матеріалу спостерігається менший рівень критичних подач.



а



б

Рис. 5.3. Вплив швидкості різання на параметри шорсткості поверхні  $Ra$  (1),  $Sm$  (2),  $tp$  (3) при точінні покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-25Х5ФМС (а) і ПП-Нп-30Х4Г2М (б), інструментом з ПНТМ киборит ( $S = 0,15$  мм/об;  $t = 0,25$  мм)

Вплив подачі на висоту нерівностей профілю на обробленій поверхні при точінні різцями з твердого сплаву і з ПНТМ якісно однаково (рис. 5.4), хоча із зростанням подачі при точінні різцями з твердого сплаву, висота нерівностей профілю збільшується більш інтенсивно, ніж при точінні різцями з ПНТМ.

Для збільшення продуктивності процесу обробки і досягнення при цьому необхідної шорсткості обробленої поверхні, необхідно при зміні подачі, змінювати і форму вершини інструменту, що бере участь у формуванні нерівностей профілю (рис. 5.5). При точінні різцями з радіусом при вершині, це досягається дотриманням необхідного співвідношення між радіусом при вершині інструменту і подачі, а при точінні різцями із зачистним лезом, між довжиною зачистного леза  $l_f$  і подачею. Зі збільшенням радіусу закруглення вершини різця в плані  $r$  і зі зменшенням подання  $S$ , тобто при збільшенні співвідношення  $r/S$ , висота нерівностей на обробленій поверхні монотонно знижується.

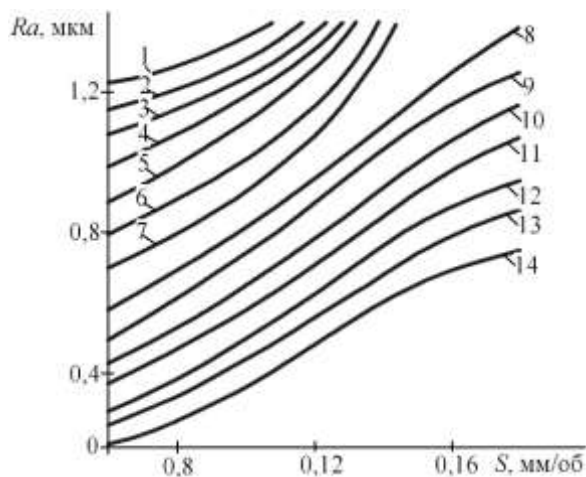


Рис. 5.4. Вплив подачі на шорсткість обробленої поверхні при точінні ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_s = 0,2$  мм) різцями з твердого сплаву Т15К6 (1 – 1,5; 2 – 1,3; 3 – 1,2; 4 – 1,0; 5 – 1,0; 6 – 0,8; 7 – 0,6 м/с) і з ПНТМ композит 10 (8 – 2,3; 9 – 2,0; 10 – 2,0; 11 – 1,8; 12 – 1,5; 13 – 1,5; 14 – 1,5 м/с) покриттів, наплавлених дротами Нп-Св08 (1), Нп-У8А (2), Нп-30ХГСА (3, 8), Нп-12Х8Н9Т (4, 9), ПП-Нп-25Х5ФМС (5, 10), ПП-Нп-10Х14Т (6, 11), ПП-Нп-30Х5Г2СМ (7, 12), ПП-Нп-250Х10Б8С2Т (13) і стрічкою Нл-65Г (14)

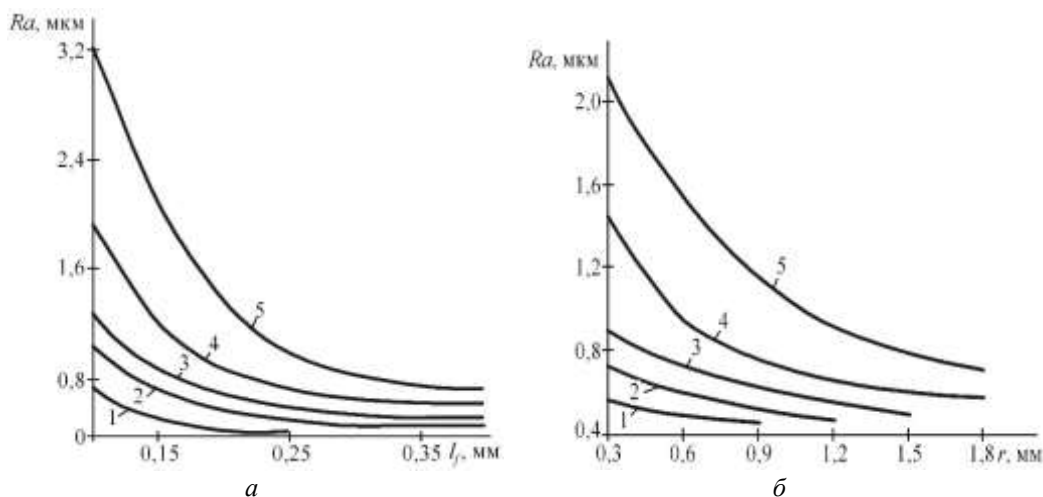


Рис. 5.5. Вплив величини співвідношення  $l_f/S$  (а) і радіусу при вершині різця (б) на шорсткість поверхні покриття, наплавленого дротом Нп-30ХГСА, обробленого різцями з ПНТМ композит 10 при подачі: 1 – 0,06; 2 – 0,08; 3 – 0,1; 4 – 0,14; 5 – 0,2 мм/об ( $v = 2,0$  м/с;  $t = 0,2$  мм;  $h_s = 0,2$  мм)

Для діапазону подач  $S = 0,06 \dots 0,20$  мм/об при обробці без ЗОТС довжина зачистного леза вибирається як  $l_f = (0,8 \dots 1,2)\sqrt{S}$ , а радіус закруглення при вершині різця –  $r = (5 \dots 7)\sqrt{S}$ .

Глибина різання робить слабкіший вплив на шорсткість поверхні покриттів (рис. 5.6), що пов'язано з малим впливом в цьому випадку глибини різання на процес пластичної деформації при різанні.

Хвилястість поверхні при чистовому точінні різцями з твердого сплаву і з ПНТМ істотно відрізняється при обробці різних матеріалів покриттів. Утворення хвилястості при точінні наплавлених матеріалів пов'язане з технологією формування шару покриття – вона залежить від кроку наплавлення і знижується при наплавленні в декілька шарів. У табл. 5.1 представлені результати виміру параметрів хвилястості поверхні при точінні ряду наплавлених покриттів різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10.

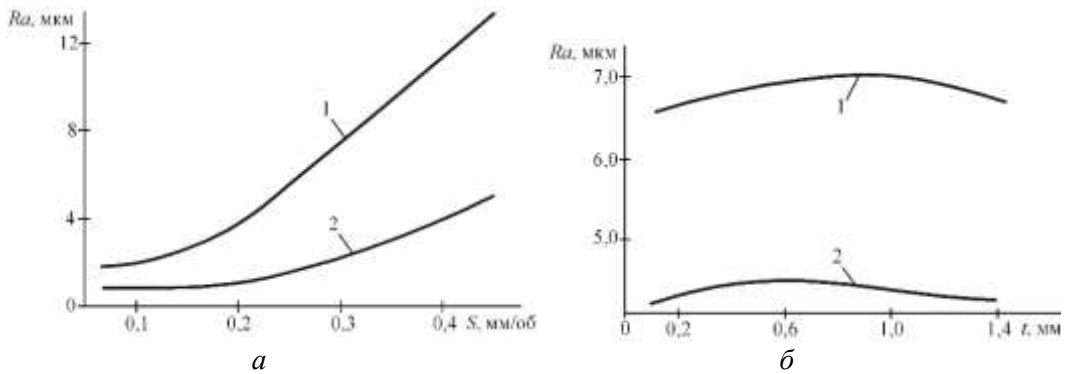


Рис. 5.6. Вплив величини подачі (а) (1 –  $r = 1,0$  мм; 2 –  $r = 2,5$  мм) і глибини різання (б) (1 –  $v = 0,83$  м/с; 2 –  $v = 1,66$  м/с) на шорсткість поверхні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС, при точінні інструментом з ПНТМ киборит

Висотні параметри шорсткості поверхні тісно корелюють між собою, що дозволяє на практиці користуватися обмеженим числом таких характеристик. Так, для обробки наплавлених покриттів характерні наступні співвідношення між висотними параметрами шорсткості поверхні:

$R_p/R_v$	$R_{max}/R_p$	$R_{max}/R_q$	$R_{max}/R_a$
1,1...2,5	2,1...2,8	1,4...1,9	3,4...7,8
$R_{max}/R_v$	$R_q/R_a$	$R_p/R_a$	$R_p/R_q$
3,1...5,5	1,1...1,3	1,7...4,7	1,6...3,6.

Таблиця 5.1. Параметри хвилястості поверхонь з наплавленими покриттями

Покриття, наплавлене	Швидкість різання, м/с	Обробка різцями*			
		ПНТМ композит 10		твердий сплав Т15К6	
		висота хвилі, мкм	крок хвилі, мкм	висота хвилі, мкм	крок хвилі, мкм
дротом Нп-Св08	1,5	–	–	2,8	3,2
дротом Нп-Н-У8А	1,3	–	–	2,8	3,2
дротом Нп-12Х18Н9Т	2,0...1,0	1,8	2,8	2,6	3,1
дротом Нп-30ХГСА	2,3...1,2	1,6	2,5	2,2	3,0
дротом П-Нп-25Х5ФМС	2,0...1,0	1,2	2,4	2,1	3,0
дротом ПП-Нп-10Х14Т	1,8...0,8	0,9	2,1	1,8	2,9
дротом ПП-Нп-30Х5Г2СМ	1,5...0,6	0,8	1,9	1,6	2,8
дротом ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	1,3	1,4	2,8	–	–
стрічкою Нл-65Г	1,3	0,6	1,5	–	–

\*Наплавлення в один шар. Обробка без ЗОТС. Режими різання:  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_s = 0,2$  мм. Геометричні параметри інструменту:  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_l = 16^\circ$ ;  $\varphi = 40^\circ$ ;  $\varphi = 20^\circ$ ;  $r = 0,6$  мм.

Результати дослідження шорсткості поверхні покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, дозволили отримати рівняння регресії, що описує залежність висотних параметрів шорсткості від умов різання інструментом з ПНТМ киборит

$$Ra = \frac{0,77 \cdot S^{0,05} h_s^{0,017} \delta^{0,14}}{\nu^{0,11}}, \quad (5.4)$$

де  $\delta$  – кут різання.

Аналіз рівняння показує, що в даних умовах найбільший вплив на шорсткість поверхні робить швидкість різання, зі збільшенням якої висота нерівностей знижується. Зростання інших даних параметрів призводить до менш інтенсивного збільшення шорсткості поверхні. Вплив кута різання на шорсткість поверхні пов'язаний зі зміною переднього кута інструменту. Із зростанням негативної величини останнього збільшується об'єм оброблюваного матеріалу, що деформується, дія якого на шорсткість поверхні проявляється в зростанні висоти нерівностей, яка із-за неоднорідності структури покриття має значну нерівномірність.

Представляє інтерес розглянути вплив на параметри шорсткості поверхні величини радіусу округлення  $\rho$  різальної кромки інструменту і порівняти його з впливом інших технологічних чинників обробки. Для цієї мети використовувалися інструменти з радіус округлення різальної кромки 32 і 12 мкм. Результати експериментів по обробці інструментом з ПНТМ киборит покриття, напиленого порошком ПГ-СР4, отримані у вигляді рівняння регресії

$$Ra = 0,608 - 0,0012v - 0,58S + 0,004\rho + 0,007\gamma + 0,02vS - 0,0000v\rho - 0,028S\rho \quad (5.5)$$

Аналіз приведеної залежності показує, що величина радіусу округлення різальної кромки робить слабкий, хоча і статистично значимий, вплив на висоту нерівностей поверхні при точінні. Отримані результати свідчать, що доведення робочих поверхонь інструменту не є ефективним способом зниження шорсткості поверхні в досліджуваних умовах обробки покриттів, що, ймовірно, пов'язано з недостатньою міцністю зчеплення частинок покриття між собою, їх осипанням внаслідок деформації матеріалу в поверхневому шарі.

Залежності середнього кроку нерівностей профілю  $Sm$  від умов різання представлені на рис. 5.7.

Зміна параметра тісно пов'язана з величинами швидкості різання і подачі, причому дія цих чинників протилежна. Починаючи зі швидкості різання 0,9...1,1 м/с, інтенсивність зниження  $Sm$  різко зменшується, що, ймовірно, пов'язано з мінімізацією крихкого руйнування оброблюваного матеріалу при зростанні температури в зоні різання. Інтенсифікація зростання  $Sm$  при точінні з подачею > 0,08...0,10 мм/об обумовлена руйнуванням матеріалу внаслідок поширення деформації від інструменту на більший об'єм матеріалу і збільшення сили різання. Аналогічним чином впливає на  $Sm$  збільшення зносу інструменту, особливо із зростанням  $h_3 > 0,25...0,30$  мм.

Величина зносу різця робить більший вплив на шорсткість поверхні при точінні менш твердого матеріалу і особливо це проявляється при точінні різцями з твердого сплаву (рис. 5.8). З підвищенням твердості оброблюваного матеріалу шорсткість за усіма параметрами зменшується.

Вплив зносу інструменту (рис. 5.9) на початковій стадії пов'язаний з вигладжуванням обробленої поверхні контактною ділянкою інструменту по задній поверхні, а при високому ступені зносу – з копіюванням нерівностей зношеної поверхні інструменту і впливом вібрацій в зоні різання. Останнє підтверджується залежністю сили різання від часу роботи інструменту, яка має аналогічний вигляд із залежністю зносу інструменту від часу роботи.

Явище витискування матеріалу у вершину формованої нерівності спостерігається при різанні металів з різними механічними властивостями. Понизити висоту нерівностей  $Rz$  за рахунок зменшення складової  $\Delta H_{пл}$  можна застосуванням різального інструменту з опуклою передньою поверхнею. Такі різці, за рахунок своєї геометрії, змінюють умови пластичної деформації оброблюваного матеріалу перед інструментом.

Крім того, на відміну від інструменту з плоскою передньою поверхнею, при циліндричній або конічній передній поверхні проекція різальної кромки на основну площину має радіус кривизни у декілька разів більший, ніж радіус при вершині звичайного інструменту. Це також сприяє зниженню шорсткості обробленої поверхні.

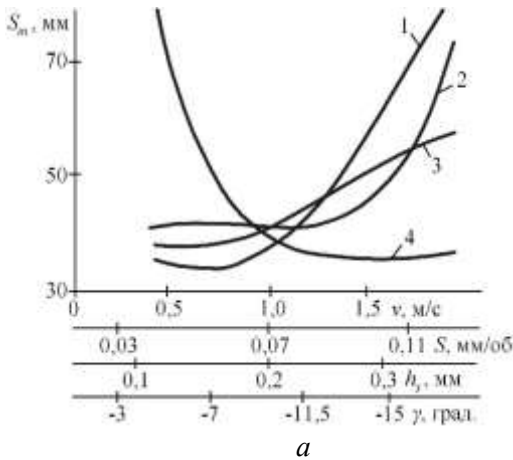


Рис. 5.7. Залежність кроку нерівностей профілю від умов точіння покриття, напиленого порошком ПГ-10Н-01, різцем з ПНТМ киборит

( $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = 40^\circ$ ;  $\varphi_1 = 15^\circ$ ;  $\lambda = 0$ ;  $l_f = 0,2$  мм): 1 – від швидкості різання ( $S = 0,1$  мм/об;  $h_3 = 0,25$  мм;  $\gamma = -10^\circ$ ); 2 – від подачі ( $v = 1,3$  м/с;  $h_3 = 0,25$  мм;  $\gamma = -10^\circ$ ); 3 – від переднього кута різця ( $v = 1,3$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $h_3 = 0,25$  мм); 4 – від зносу інструменту ( $v = 1,3$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $\gamma = -10^\circ$ )

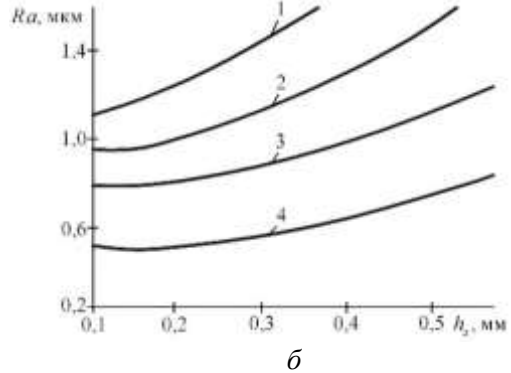


Рис. 5.8. Вплив зносу різця по задній поверхні на висоту нерівностей  $Ra$  на обробленій поверхні покриттів, наплавлених дротом Нп-30ХГСА (1, 3) і ПП-Нп-10Х14Т (2, 4) при точінні різцями з твердого сплаву Т15К6 (1, 2) ( $v_1 = 1,2$  м/с;  $v_2 = 0,8$  м/с) і з ПНТМ композит 10 (3, 4) ( $v_1 = 2,3$  м/с;  $v_2 = 1,8$  м/с;  $t = 0,2$  мм;  $S = 0,1$  мм/об)

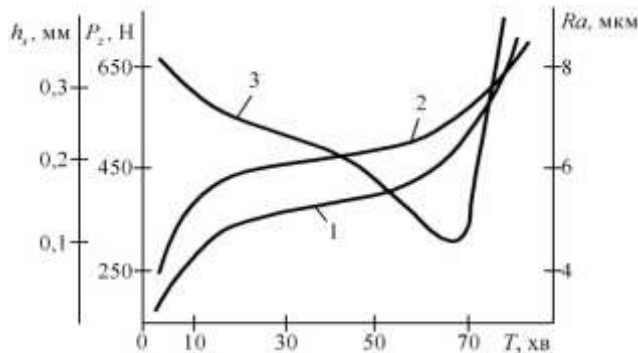


Рис. 5.9. Залежність зносу інструмента з ПНТМ киборит (1), сили різання (2) і шорсткості обробленої поверхні (3) від часу обробки покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-35В9Х3СФ

У разі, коли передній кут інструменту  $\gamma \neq 0^\circ$  проекція різальної кромки інструменту на основну площину спотворюється і набуває форми еліпса. Ділянка еліпса, обмежена вліво і вправо від вершини інструменту величиною  $S/2$ , можна апроксимувати дугою кола з еквівалентним радіусом для звичайного інструменту  $r_0$  і інструменту з неплоскою передньою поверхнею  $r_n$ . Для визначення проекції різальної кромки на основну площину інструменту необхідно спільно вирішити рівняння кола і еліпса, дотичних в точці, що відповідає вершині інструменту.

Для звичайного інструменту і інструменту з неплоскою передньою поверхнею радіус проекції різальної кромки на основну площину інструменту визначається залежністю

$$r_{(o,n)} = \frac{\frac{S^2}{4} + \left[ C^* \left( r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right) \right]}{2C^* \left( r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right)}. \quad (5.6)$$

де  $C^* = \cos \gamma$  – для звичайного інструменту і  $C^* = \sin \alpha$  – для інструменту з неплоскою передньою поверхнею.

Відповідно до цього, з урахуванням залежності  $Rz = \frac{S^2}{8r}$  теоретична висота нерівностей профілю обробленої поверхні визначається виразом

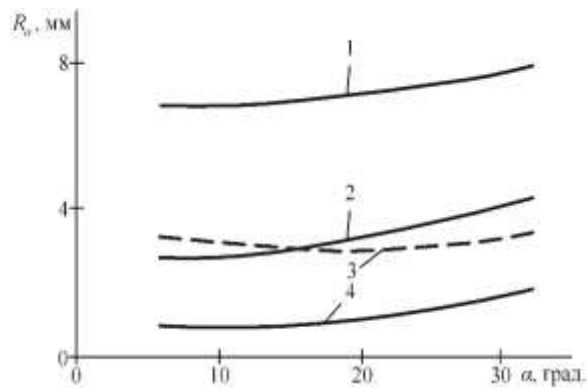
$$Rz_{(o,n)} = \frac{S^2 C^* \left( r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right)}{S^2 + 4 \left[ C^* \left( r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right) \right]^2}. \quad (5.7)$$

Як відзначалося, інструмент з неплоскою передньою поверхнею має проекцію різальної частини на основну площину інструменту істотно меншої кривизни, ніж звичайні різці з плоскою передньою поверхнею. При цьому величина подачі робить на шорсткість поверхні менший вплив порівняно з геометричними параметрами інструменту. Так зміна величини подачі у вісім разів практично не має впливу на розрахункову висоту мікронерівностей (рис. 5.10).

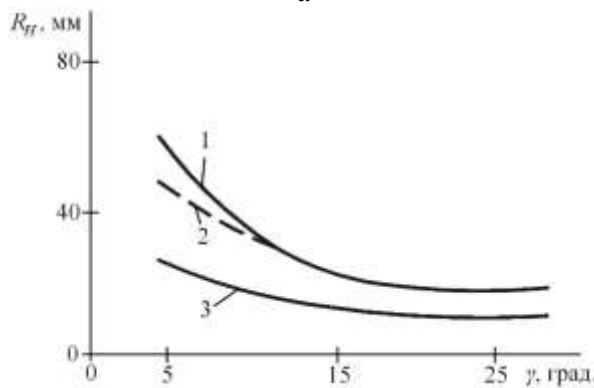
Збільшення переднього кута інструменту у різців звичайної конструкції призводить до зростання радіусу проекції різальної кромки, а збільшення заднього кута різця з неплоскою передньою поверхнею – до зниження радіусу проекції різальної кромки. Відповідно до цього відбувається зниження і збільшення висотних параметрів шорсткості поверхні.

На рис. 5.11 приведені експериментальні залежності висоти мікронерівностей  $Ra$  від умов точіння. Із зростанням подачі висота

мікронерівностей поверхні монотонно зростає, при цьому висота нерівностей поверхні, обробленої різцем з циліндричною передньою поверхнею, нижче в 1,4...1,9 разу. Збільшення швидкості різання неоднозначно впливає на величину висотних параметрів нерівностей. Для випадку точіння звичайними різцями, збільшення швидкості різання призводить до деякого зростання висоти нерівностей. При обробці різцем з циліндричною передньою поверхнею зростання швидкості різання обумовлює зниження висоти мікронерівностей. Глибина різання впливає на шорсткість поверхні подібно до впливу подачі. При цьому інтенсивність зростання висоти мікронерівностей більше для звичайного різця.



а



б

Рис. 5.10. Залежність еквівалентних радіусів різця  $r_o$  (а) і  $r_n$  (б) від геометричних параметрів інструменту при  $r$ , рівному 6,75 (1), 3,5 (2), 1,5 (3) мм; — — — подачі 0,5 мм/об; - - - - 0,4 мм/об

Аналогічні результати отримані при точінні плазмового наплавленого покриття порошком ПГ-СР5 інструментом з ПНТМ киборит. Встановлено, що за однакових умов різання найменша досяжна шорсткість після точіння

різцем з циліндричною передньою поверхнею складає  $Ra = 0,238 \pm 0,08$  мкм, а звичайним інструментом –  $Ra = 0,544 \pm 0,19$  мкм.

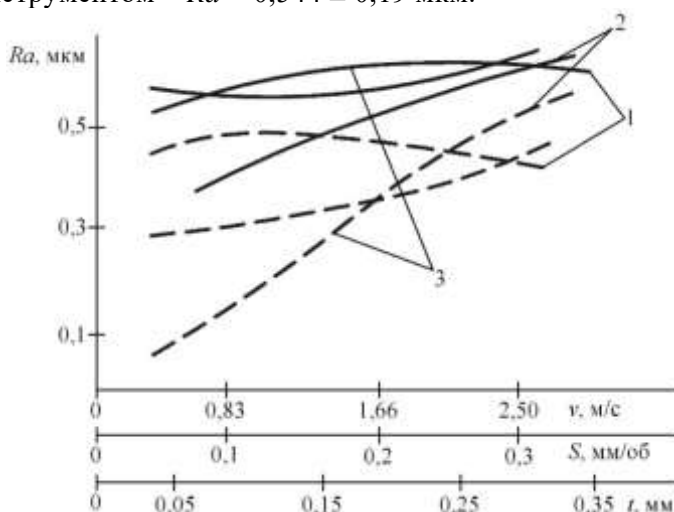


Рис. 5.11. Залежність шорсткості поверхні, напленої порошком ПГ-СР4, від параметрів режиму точіння: 1 – швидкості різання ( $S = 0,19$  мм/об;  $t = 0,15$  мм); 2 – подачі ( $v = 1,17$  м/с;  $t = 0,15$  мм); 3 – глибини різання ( $v = 1,17$  м/с;  $S = 0,19$  мм/об) --- – звичайний різець з ПНТМ киборит; - - - – різець з циліндричною передньою поверхнею

Аналіз результатів досліджень дозволяє зробити висновки про вплив різних чинників процесу обробки покриттів на висоту мікронерівностей обробленої наплавленої або напленої поверхні (табл. 5.2).

Таблиця 5.2. Вплив умов обробки на висоту мікронерівностей\*

Чинник	Показник			
	$l_r/l_b$	$Rz_p$	$\Delta H_{пл}$	$Rz$
$v$	+	0	-	-
$S$	-	+	+	+
$t$	+	0	-	-
$\varphi$	-	+	-	+
$\varphi_1$	+	+	-	+
$r$	-	-	-	-
$\zeta$	0	0	+	+
$Rm$	0	0	-	-
$A$	0	0	+	+

\*Г, в – головна і допоміжна різальна кромки відповідно; «+», «-» – збільшення чинника викликає зростання або зменшення показника відповідно; «0» – немає впливу.

Застосування ЗОТС при чистовому точінні наплавлених покриттів не лише стабілізує складові сили різання, що призводить не тільки до зменшення висотних характеристик шорсткості обробленої поверхні (рис. 5.12).

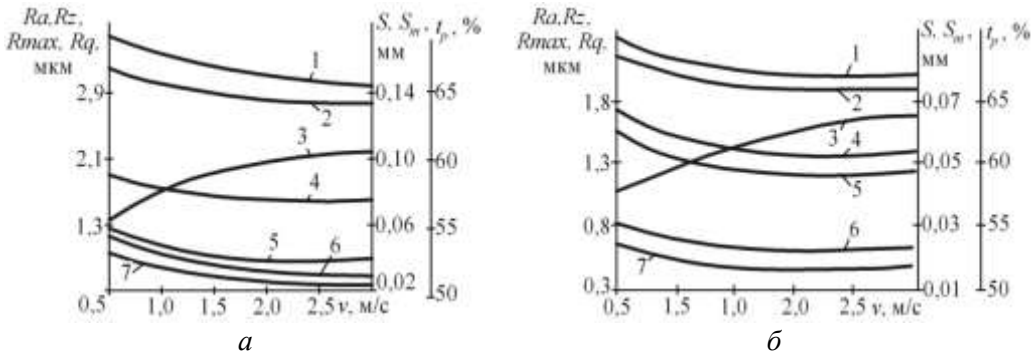


Рис. 5.12. Вплив ЗОТС на шорсткість обробленої поверхні, напвленої дротом ПП-Нп-10Х14Т, при чистовому точінні різцями з ПНТМ композит 10 ( $v = 1,5$  м/с;  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $h_s = 0,3$  мм): а – без ЗОТС; б – з 5 % розчином МХО-64; 1 –  $R_{max}$ ; 2 –  $R_z$ ; 3 –  $t_p$ ; 4 –  $S_m$ ; 5 –  $S$ ; 6 –  $R_q$ ; 7 –  $R_a$

**Структурно-фазові перетворення в поверхневому шарі.** В процесі різання в поверхневому шарі оброблюваного покриття відбуваються структурно-фазові перетворення, що призводять до зміни їх зміцненого стану в порівнянні з внутрішніми шарами [33]. Дослідження (рис. 5.13), проведені при точінні наплавлених покриттів мартенситного класу твердістю 45...55 HRC, показали, що при обробці із швидкістю різання до 1,5 м/с відбувається деяке розширення інтегральних рентгенівських ліній (110) і (211)  $\alpha$ -фази.

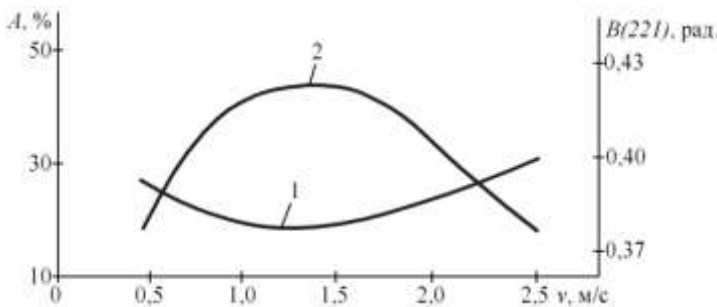


Рис. 5.13. Вплив швидкості різання інструментом з ПНТМ киборит на структуру і зміцнення поверхнього шару покриття, напвленого спеченою стрічкою ЛС-5Х4В3МФС: 1 –  $A_\gamma$ ; 2 –  $B(211)$

Цим же швидкостям різання відповідає зниження кількості залишкового аустеніту на обробленій поверхні. Подальше збільшення швидкості різання

приводить до збільшення температури в зоні обробки, що сприяє появі елементів розміцнення поверхневого шару, що проявляється в зростанні кількості залишкового аустеніту. Спостерігається тенденція до зняття мікрспотворень решітки, що є наслідком пластичної деформації при різанні.

**Хімічний склад обробленої поверхні.** Разом зі зміною структури поверхневого шару при точінні відбуваються хімічні перетворення на поверхні покриття. Хімічний склад з'єднань, що утворюються, визначається складом контактуючих матеріалів і довкілля.

В оже-спектрах з обробленої поверхні покриття після контактування з ПНТМ на основі КНБ є присутніми лінії, що відповідають матричним елементам полікристала, а спектри вторинних іонів (рис. 5.14) мають піки, що відповідають іонам з'єднань типу  $\text{BN}^+$ ,  $\text{MeO}^+$ ,  $\text{MeC}^+$ ,  $\text{MeB}^+$ ,  $\text{MeN}^+$  [34].

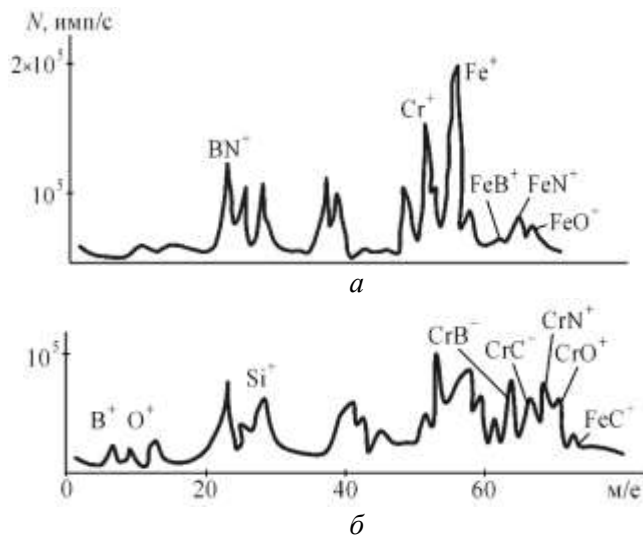


Рис. 5.14. Мас-спектри позитивних вторинних іонів хімічного складу обробленої поверхні, наплавленої спеченою стрічкою ЛС-5Х4В3МФС (а), а також поверхні покриття після обробки інструментом з ПНТМ киборит і травлення (б)

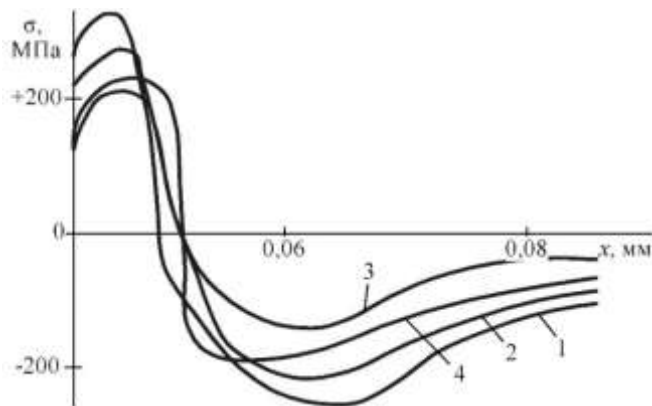
Після обробки покриттів, що містять титан, в спектрі мас негативних вторинних іонів є присутніми піки, відповідні  $\text{TiB}^-$ ,  $\text{TiN}^-$ ,  $\text{TiB}_2^-$ ,  $\text{TiN}_2^-$ . Різні сполуки, що утворилися на обробленій поверхні, розподілені по ній нерівномірно, що пов'язано з неоднорідністю оброблюваного матеріалу по хімічному складу.

Відомо, що хімічні сполуки металів з азотом і бором мають підвищену твердість, міцність, зносостійкість, корозійну стійкість. Таким чином, обробка деталей різцями з ПНТМ на основі КНБ сприяє підвищенню їх експлуатаційних властивостей за рахунок утворення на поверхні нових хімічних сполук.

**Залишкові напруження в обробленому поверхневому шарі.** Утворення залишкового напруження при обробці точінням є складним процесом. Результуюча величина залишкового напруження визначається впливом усіх стадій технологічного процесу виготовлення деталі, у тому числі формування покриття і точіння.

У загальному вигляді епюра розподілу тангенціальної залишкового напруження в поверхневому шарі має три ділянки. Стискуючі напруження на першій ділянці епюри визначаються умовами тертя поверхні деталі об задню поверхню інструменту, а напруження розтягу на другій ділянці визначається умовами течії пластично деформованого металу в поверхневий шар деталі. Напруження на третій ділянці епюри є реакцією на напруження на другій ділянці.

Відмічене вище пояснюється таким чином. Збільшення швидкості різання обумовлює підвищення температури в зоні обробки. Це полегшує процес обтікання матеріалом поверхневого шару різальних кромek інструменту, і в результаті формуються великі за величиною розтягуючі напруження, які захоплюють вузьку зону вздовж обробленої поверхні (рис. 5.15 і 5.16).



*Рис. 5.15. Характер розповсюдження залишкових напружень по глибині покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, після точіння різцем з ПНТМ киборит на режимах: 1 –  $v = 3,3$  м/с,  $S = 0,2$  мм/об,  $t = 2$  мм; 2 –  $v = 1,67$  м/с,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 1$  мм; 3 –  $v = 3,3$  м/с,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 1$  мм; 4 –  $v = 3,3$  м/с,  $S = 0,2$  мм/об,  $t = 0,2$  мм*

Величина і глибина залягання стискуючих напружень в першій зоні епюри також зменшуються, що пов'язано зі зниженням сил тертя на контактних поверхнях інструменту.

Дія подачі визначається більш інтенсивнішою течією металу із зони деформації у бік задньої поверхні різця (рис. 5.17). Вплив глибини різання на формування залишкових напружень менш значимо, ніж швидкості різання і подачі. Її збільшення затрудняє обтікання оброблюваним матеріалом різальних

кромки інструменту, що сприяє зниженню максимальних розтягуючих залишкових напружень  $\sigma_{+max}$ .

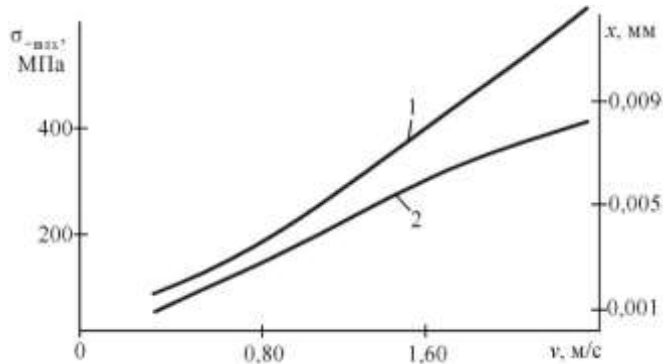


Рис. 5.16. Вплив швидкості різання на величину максимальних залишкових напружень розтягу (1) і глибину їх розповсюдження (2) при точінні ( $S = 0,15$  мм/об,  $t = 0,5$  мм) різцем з ПНТМ киборит покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС

Подібний вплив режимів різання на характер і величину залишкових напружень в наплавлених покриттях при обробці інструментом з ПНТМ композит 10 показано на рис. 5.18, 5.19.

Збільшення радіусу при вершині різця сприяє зростанню ролі допоміжної різальної кромки інструменту на утворення поверхневого шару, підвищує радіальну силу різання, що призводить до зниження напружень розтягу.

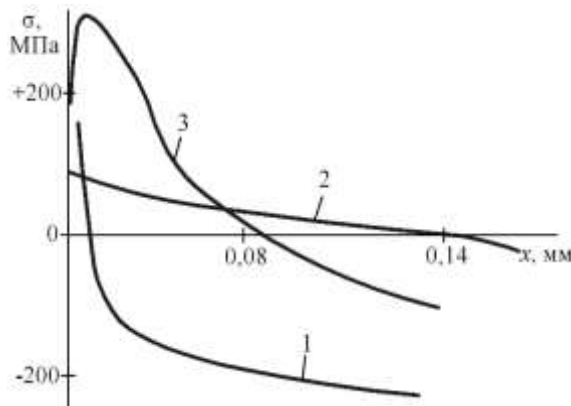


Рис. 5.17. Вплив подачі і радіусу при вершині різця з ПНТМ киборит на залишкові напруження в покритті, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС:  
 1 –  $S = 0,26$  мм/об,  $r = 3,5$  мм; 2 –  $S = 0,11$  мм/об,  $r = 3,5$  мм; 3 –  $S = 0,11$  мм/об,  $r = 0,5$  мм

На рис. 5.18 і 5.19 показані епюри розподілу величин залишкової напруженні по глибині для зразків з різними наплавленими покриттями залежно від зміни швидкості, подачі і глибини різання.

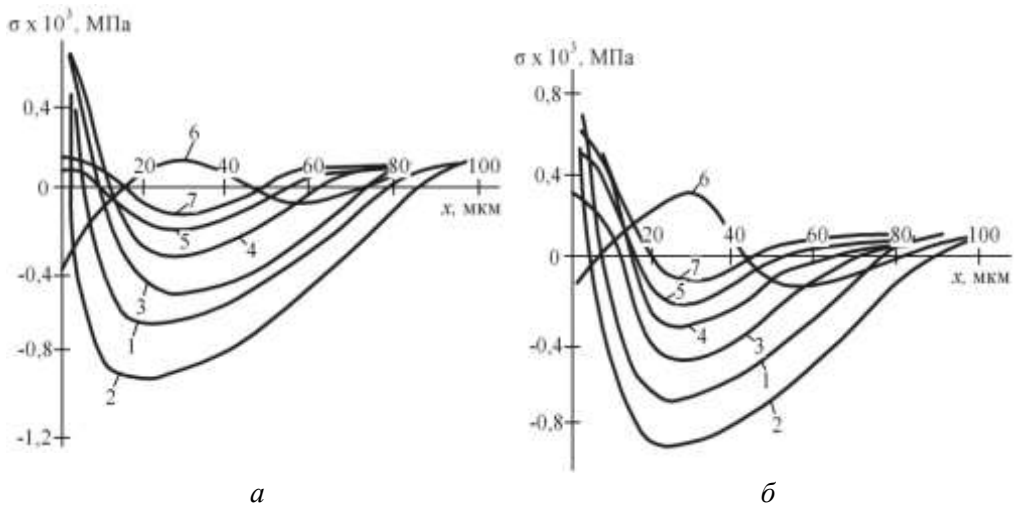


Рис. 5.18. Вплив швидкості різання (а –  $v = 1,5$  м/с; б –  $v = 2,0$  м/с) на розподіл залишкових напружень при точінні різцями з ПНТМ композит 10 ( $S = 0,1$  мм/об,  $t = 0,3$  мм) по глибині шару покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (1), Нп-12Х18Н9Т (2), ПП-Нп-25Х5ФМС (3), ПП-Нп-10Х14Т (4) ПП-Нп-30Х5Г2СМ (5), ПП-Нп-250Х10Б8С2Т (6) і стрічкою Нл-65Г (7)

З наведених даних видно, що залежності напружень по глибині шару покриття подібні до залежностей зміни глибини наклепу при точінні тих же наплавлених покриттів різцями з ПНТМ композит 10. Так само, як розподіляється по глибині шару покриття наклеп, залежно від подачі та глибини різання розподіляється і залишкова напруження.

При чистовому точінні покриттів, наплавлених порошковими самофлюсівними дротами, що мають високу твердість і підвищену крихкість через велику кількість у наплавленому металі пор, мікропор, тріщин, мікротріщин та інших дефектів, процес різання супроводжується формуванням в 1,5...2,0 раз меншої зони випереджувального зміцнення.

З геометричних параметрів різального інструменту на зміцнення поверхневого шару обробленого матеріалу, в основному, робить вплив величина переднього кута, з яким пов'язані особливості стружкоутворення, тобто степінь деформації (усадка) стружки і величина кута зсуву. При чистовому точінні покриттів, наплавлених дротами Нп-12Х18Н9Т і ПП-Нп-10Х14Т, різцями з твердого сплаву Т15К6 і з ПНТМ композит 10 (рис. 5.20) при зміні переднього кута  $\gamma$  від  $+10^\circ$  до  $-10^\circ$  глибина наклепаного шару змінюється по різному.

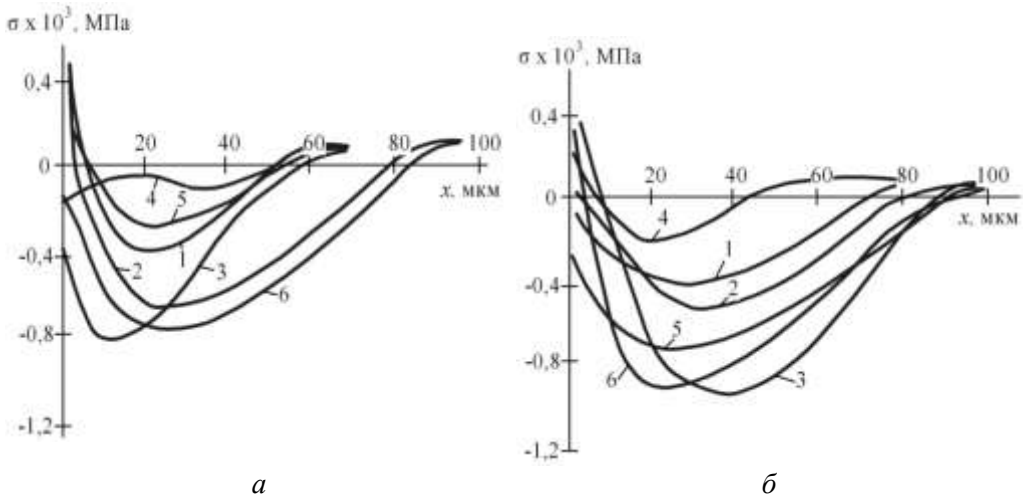


Рис. 5.19. Вплив подачі та глибини різання на розподіл залишкових напружень при точінні різцями з ПНТМ композит 10 ( $v = 2,0$  м/с;  $h_z = 0,3$  мм) по глибині шару покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (а) (1 – 0,06; 2 – 0,1; 3 – 0,14 мм/об при  $t = 0,3$  мм; 4 – 0,05; 5 – 0,15; 6 – 0,5 мм при  $S = 0,1$  мм/об) і Нп-12Х18Н9Т (б) (1 – 0,06; 2 – 0,08; 3 – 0,14 мм/об при  $t = 0,3$  мм; 4 – 0,05; 5 – 0,2; 6 – 0,3 мм при  $S = 0,1$  мм/об)

При точінні матеріалу, напавленого дротом Нп-12Х18Н9Т, різцями з твердого сплаву Т15К6, глибина наклепу змінюється в 2,5 разу, а при точінні напавленого покриття з малою схильністю до наклепу – напавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т, цими ж різцями при зміні переднього кута в цих же межах, глибина наклепу змінюється всього на 20 %. Тому при чистовій обробці різних за властивостями покриттів, інструментами, оснащеними твердим сплавом, формується різний стан поверхневого шару. При обробці цих же напавлених покриттів різцями з ПНТМ композит 10, глибина наклепаного шару від зміни величини переднього кута змінюється трохи – при точінні матеріалу, напавленого дротом НП-12Х18Н9Т на 50 %, а при точінні матеріалу, напавленого дротом ПП-Нп-10Х14Т – на 5...10 %.

У міру зносу різального інструменту збільшується радіус округлення його різальних кромки. При збільшенні зносу різця по задній поверхні також збільшується радіальна складова сила різання  $P_y$ , яка оказує вплив на збільшення глибини і ступень наклепу обробленої поверхні (рис. 5.21). Проте, треба враховувати, що вплив величини зносу інструменту на характеристики наклепу поверхні слід аналізувати одночасно з впливом швидкості різання, як параметра, що обумовлює температуру різання. З табл. 5.3 видно, що при швидкостях різання, що відрізняються від оптимальної для цього напавленого покриття, глибина і степінь наклепу обробленої поверхні при чистовому точінні різцями з ПСТМ напавленого покриття, значно змінюється.

Таблиця 5.3. Характеристики наклепу покриття, наплавленого дротом Hn-12X18H9T, при точінні різцями з ПНТМ композит 10\*

Швидкість різання, м/с	Глибина наклепу $h_c$ , мм				Степінь наклепу $N$ %			
	Знос різця по задній поверхні $h_3$ , мм							
	0,1	0,2	0,4	0,6	0,1	0,2	0,4	0,6
1,5	0,13	0,14	0,16	0,19	18	26	42	58
2,0	0,09	0,10	0,12	0,15	15	23	35	42
2,5	0,08	0,09	0,11	0,14	13	20	28	38
3,0	0,09	0,09	0,11	0,13	14	22	28	36
3,5	0,10	0,12	0,13	0,15	15	24	36	44

\*Обробка без ЗОТС; режими різання:  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,2$  мм.

При обробці наплавлених покриттів степінь наклепу обробленої поверхні покриття залежить від неоднорідності структури його матеріалу, тобто, від нестабільності фізико-механічних властивостей і наявності різного роду внутрішніх дефектів, що викликають зміну складових сили різання.

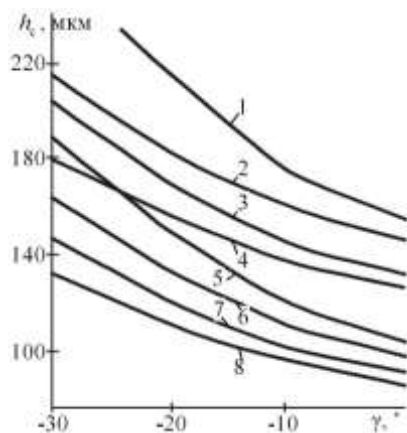


Рис. 5.20. Вплив переднього кута різця інструменту з твердого сплаву T15K6 при  $v_1 = 1,0$  м/с (1, 5),  $v_2 = 0,5$  м/с (2, 6) і з ПНТМ композит 10 при  $v_1 = 2,0$  м/с (3, 7),  $v_2 = 1,5$  м/с (4, 8) на глибину наклепу при точінні ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,3$  мм;  $h_3 = 0,05$  мм) покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-10X14Т (1, 2, 3, 4) і Нп-12X18H9Т (5, 6, 7, 8)

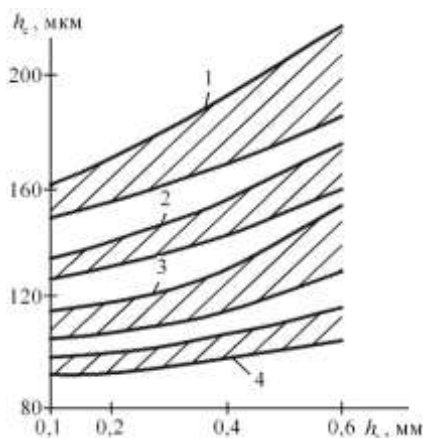
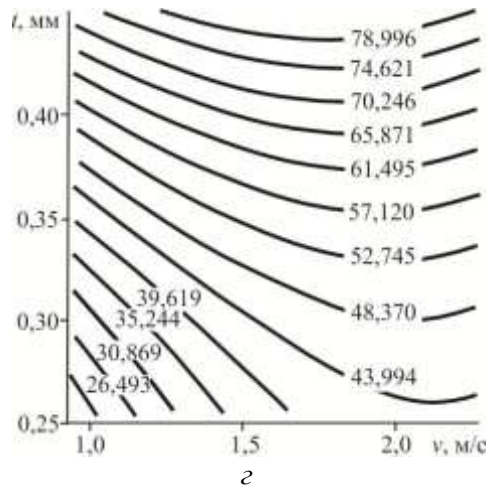
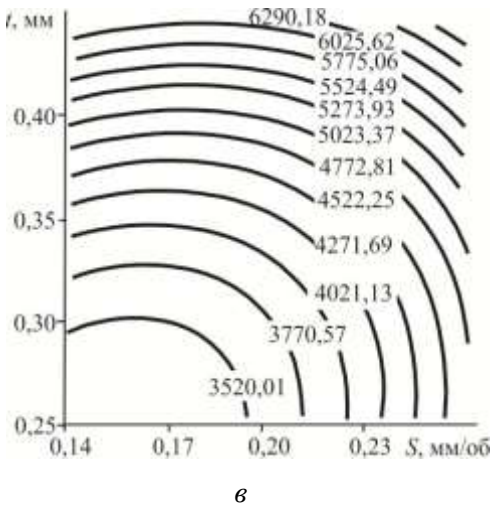
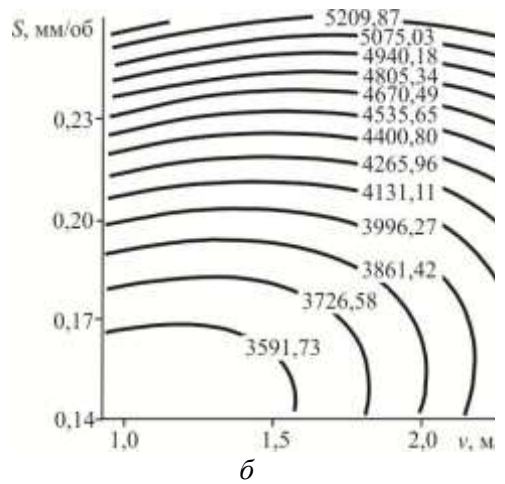
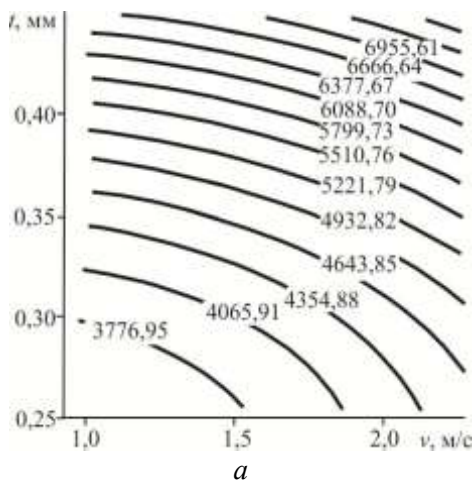


Рис. 5.21. Вплив зносу різця з твердого сплаву T15K6 (1, 3) ( $v_1 = 1,0$  м/с;  $v_2 = 0,5$  м/с) і з ПНТМ композит 10 (2, 4) ( $v_1 = 2,0$  м/с;  $v_2 = 1,5$  м/с) по задній поверхні на глибину наклепу при точінні ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,3$  мм) покриттів, наплавлених дротами ПП-Нп-10X14Т (1, 2) і Нп-12X18H9Т (3, 4)

На рис. 5.22 наведено результати дослідження впливу режимів різання на величину поверхневої мікротвердості, представлені у вигляді рівнів сталої мікротвердості залежно від поєднання швидкості та глибини різання, швидкості різання та подачі, глибини різання та подачі під час точіння інструментом, оснащеним ПКНБ кіборит покриття, наплавленого наплавочним дротом Нп-30ХГСА під шаром флюсу АН-348А (HRC 32–36).

Характер ліній рівної мікротвердості на рис. 5.22, *а-б* свідчить про менш значний вплив швидкості різання порівняно з глибиною різання та подачею. Має місто близький ступінь впливу зміни глибини різання і подачі на величину поверхневої мікротвердості наплавленої деталі (рис. 5.22, *в*).

Вплив режимів обробки на товщину зміцненого наплавленого поверхневого шару представлено на рис. 5, 22, *з-е*.



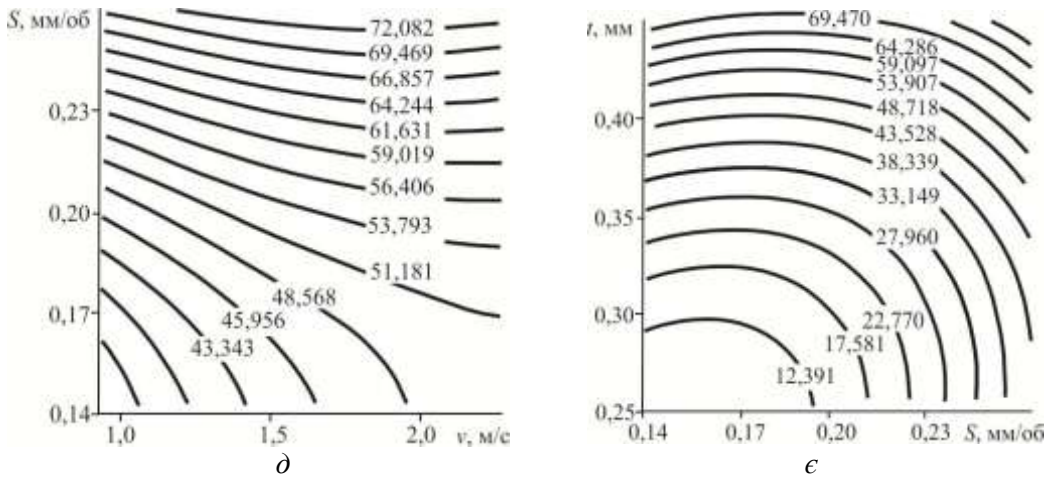


Рис. 5.22. Вплив швидкості та глибини різання ( $S = 0,20$  мм/об) (а, з), швидкості та подачі ( $t = 0,25$  мм) (б, д), подачі та глибини різання ( $v = 1,6$  м/с) (в, є) на поверхневу мікротвердість (МПа) (а-в) і товщину зміцненого поверхневого шару (мкм) наплавлених деталей (з-є)

Аналіз поверхонь відгуку показує менший вплив на товщину зміцненого шару швидкості обробки порівняно з глибиною різання і величиною подачі, хоча остання впливає менш інтенсивно.

Результати досліджень впливу переднього кута інструмента  $\gamma$  на зміцнення наплавленого поверхневого шару деталей показують, що найбільше зміцнення наплавлених деталей досягається під час точіння різцем із передніми кутами - (40-50) $^\circ$  (табл. 5.4).

Таблиця 5.4. Вплив величини переднього кута інструмента на параметри зміцнення наплавлених деталей

Величина переднього угла, $\gamma^\circ$	Мікротвердість поверхні $H_{50}$	Товщина зміцненого поверхневого шару $h$ , мкм
-10	312–335	–
-20	397–426	15–22
-30	478–493	32–38
-40	570–592	47–54
-50	534–548	35–41
-60	490–519	20–25

Обробка наплавленого покриття НП-30ХГСАрізцями з ПСТМ кіборит з великими негативними значеннями переднього кута  $\gamma$  супроводжується

структурними змінами в поверхневому шарі деталей, які призводять до появи слабкотравлюваного «білого шару» значної товщини. Цей шар є безструктурним мартенситом, що сприяє його високій твердості – якщо в початковому стані наплавлений метал мав структуру трооститу і мікротвердість  $H_{50}$  310-322, то мікроструктура зміцненого поверхневого шару була безструктурним мартенситом з мікротвердістю  $H_{50}$  570-592.

Стосовно наплавленого покриття Нп-30ХГСА товщина зміцненого шару під час лезвийно-зміцнювальної обробки становить 60-80 мкм (рис. 5.23), що пояснюється невисоким вмістом вуглецю в матеріалі. При цьому в процесі термобаричного навантаження в зоні обробки має місце висхідна дифузія вуглецю, пов'язана з градієнтом напружень через об'ємні зміни під час нагрівання та охолодження поверхневого шару наплавленого матеріалу і фазових перетворень у ньому. Цьому сприяє також інтенсивна пластична деформація в контактній зоні.

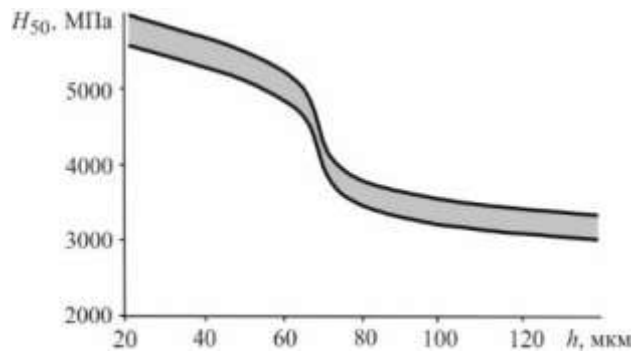


Рис. 5.23. Зміна мікротвердості металу по товщині наплавленого шару

Отримані результати дають змогу припустити, що обираючи умови проведення лезвийно-зміцнювальної обробки, можна ефективно керувати експлуатаційними властивостями наплавлених деталей, зокрема, зносостійкістю.

На рис. 5.24, 5.25 представлені експериментальні дані для гама наплавлених покриттів - збільшення швидкості різання призводить до зменшення глибини наклепаного шару, а товщина наклепаного шару зі збільшенням подачі зростає більшою мірою, ніж зі збільшенням глибини різання.

Інтенсивність зниження наклепу залежно від збільшення швидкості різання визначається фізико-механічними властивостями матеріалу покриття.

Степінь наклепу і глибина наклепаного шару є змінними. Вони змінюються аналогічно зміні співвідношення радіальної  $P_y$  і тангенціальними складовими сили різання –  $P_z$ .

При збільшенні радіальної сили  $P_y$  зростає контактна напруження зі сторони задньої поверхні інструменту, що призводить до значного наклепу та глибини наклепаного шару. Понизити їх за рахунок більшої швидкості різання не

завжди можливо, оскільки підвищення швидкості різання обумовлює збільшення середньої температури в зоні різання, що призводить до прискореного зносу різального інструменту, наслідком чого може бути подальше зростання ступеня наклепу та глибини наклепаного шару.

Важливою характеристикою будь-якого наплавленого покриття є щільність мікродфектів. При відносно невеликій твердості наплавленого матеріалу типу Нп-30ХГСА мікродфекти при деформації розрихлюють зерна металу. Степінь наклепу такого матеріалу, обробленого навіть твердосплавним інструментом, невелика внаслідок розрихлення приповерхневого шару, незважаючи на невелику твердість.

Обробка такого наплавленого матеріалу супроводжується утворенням значної кількості уламків зерен. Особливо це помітно при обробці різцями з твердого сплаву, що мають великі радіуси округлення різальних кромки.

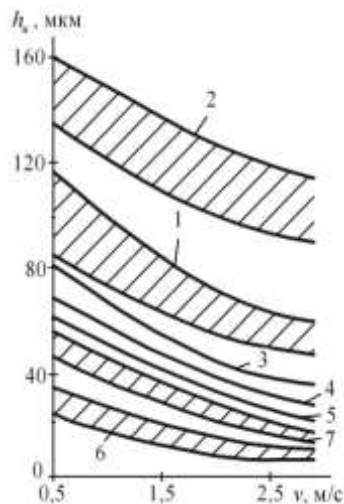


Рис. 5.24. Вплив швидкості різання на глибину наклепаного шару при чистовому точінні ( $S = 0,1$  мм/об,  $t = 0,3$  мм) різцями з ПНТМ композит 10 покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (1), Нп-12Х18Н9Т (2), ПП-Нп-25Х5ФМС (3) ПП-Нп-10Х14Т (4), ПП-Нп-30Х5Г2СМ (5), ПП-Нп-250Х10Б8С2Т (6) і стрічкою Нл-65Г (7)

**Комплексна оцінка стану поверхневого шару.** Для прогнозування експлуатаційних властивостей деталей машин і можливості управління ними велике значення має комплексна оцінка стану поверхневого шару за критеріями, що інтегрально враховують геометричні параметри, механічні властивості і структуру поверхневого шару після обробки, заснованих на статистичній обробці великого масиву даних. Особливо це актуально при дослідженні матеріалів з гетерогенною структурою, до яких відносяться наплавлені і напilenі покриття.

Таку оцінку можна зробити за допомогою деформаційно-спектрального методу мікромеханічних випробувань [35] і дослідження екзоелектронної емісії з обробленої поверхні [36].

При склерометруванні вимірювали силу опору контактній взаємодії індентора з досліджуванім поверхневим шаром, визначали її математичне очікування  $m$ , дисперсію  $D$ , серединну частоту  $f_{cp}$  і енергетичну спектральну щільність розподілу сили контактної взаємодії  $S_{cp}$ .

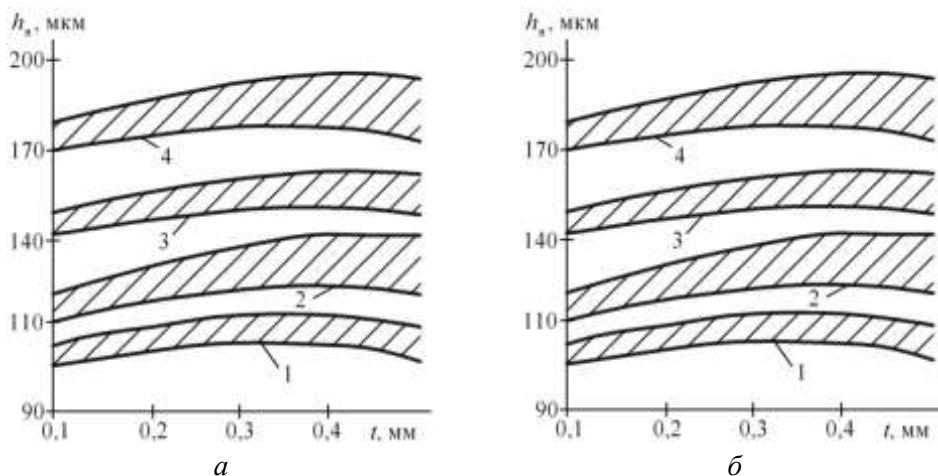


Рис. 5.25. Вплив подачі (а) і глибини різання (б) на глибину наклепаного шару при чистовому точінні різями з ПНТМ композит 10 (1, 3) ( $v = 2,0$  м/с) і з твердого сплаву Т15К6 (2, 4) ( $v = 1,0$  м/с) покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА (1, 2) і Нп-12Х18Н9Т (3, 4)

При оцінці параметрів екзоелектронної емісії використовувався метод скануючого світлового зонду, що дозволяє отримати екзоелектронні топограми поверхні (рис. 5.26), що показують розподіл емісійно-активних ділянок і області найбільших деформаційних змін, що виявляють, в поверхневому шарі. Визначали середню інтенсивність сили емісійного струму  $J$  з досліджуваної поверхні і міру неоднорідності енергетичного стану поверхні  $\eta'$  – емісійну неоднорідність

$$\eta' = \frac{1}{J} \sum_{i=1}^n \sqrt{\frac{J_i - J_{cp}}{n}}, \quad (5.8)$$

де  $n$  – число вимірів;  $J, J_i, J_{cp}$  – сила емісійного струму,  $i$ -я і середня відповідно.

На рис. 5.27 представлений графік залежності спектральної щільності  $S_{cp}$  розподілу сили контактної взаємодії індентора з досліджуваною поверхнею зразка від швидкості різання при точінні. В цілому діаграма має декілька ділянок. На першій ділянці зі збільшенням швидкості різання в

поверхневому шарі покриття відбувається поступове зростання рівня спотворення мікрогат і зменшуються розміри блокової структури. Енергія контактної взаємодії, яка характеризує потужність витрачену на контактну взаємодію, підвищується. Спостерігається інтенсивне підвищення міцності поверхневого шару, збільшення дисперсії міцнісних і деформаційних властивостей поверхневого шару. У поверхневому шарі покриття формуються великі однорідні області, в яких мікронапруження досягають максимальних для цих умов обробки значень. При цьому величина інтенсивності екзотока дещо знижується, що, ймовірно, пов'язано з дією напружень стискування в першому горизонті поверхневого шару, що заважають виходу дислокацій на поверхню. Величина енергетичної неоднорідності поверхневого шару зростає.

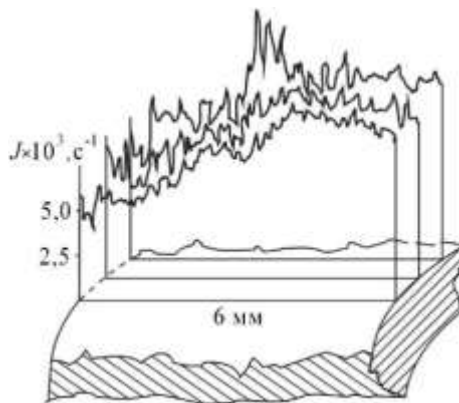


Рис. 5.26. Емісійна топограма з поверхні зразка, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, після обробки інструментом з ПНТМ киборит

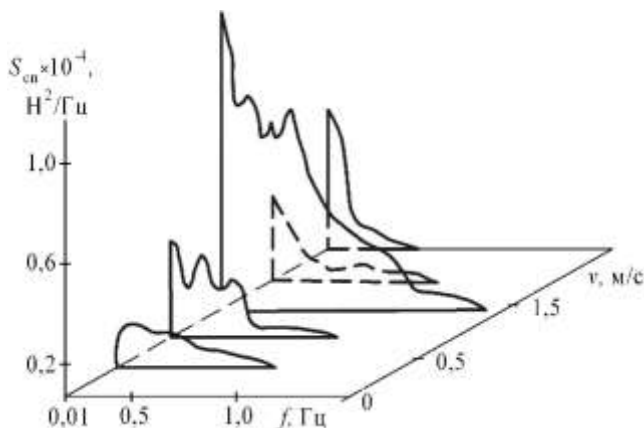


Рис. 5.27. Вплив швидкості різання інструментом з ПНТМ киборит на енергетичну спектральну щільність сили контактної взаємодії індентора з поверхневим шаром покриття, наплавленого стрічкою ЛС-5Х4В3МФС

На другій ділянці подальше посилення режиму обробки пов'язане зі зміною структури покриття. Це підтверджується збільшенням щільності дислокацій в поверхневому шарі покриття і, отже, зростанням інтенсивності емісійного струму і зниженням емісійної неоднорідності.

При подальшому збільшенні швидкості різання (понад 2,0 м/с) може спостерігатися збільшення сили контактної взаємодії індентора з досліджуваним поверхневим шаром і серединна частотна складова енергетичної спектральної щільності розподілу цієї сили, що пов'язано із зростанням зерен в покритті внаслідок значної температури в зоні обробки. Із-за збільшення товщини оксидної плівки, знижується інтенсивність екзотока з обробленої поверхні. У табл. 5.5 приведені результати дослідження впливу швидкості різання інструментом з ПНТМ киборит на величини параметрів деформаційно-спектрального аналізу  $m$  і  $D$ .

Таблиця 5.5. Вплив швидкості різання на деформаційно-спектральні характеристики поверхні\*, наплавленої стрічкою ЛС-5Х4В3МФС, обробленою інструментом з ПНТМ киборит

Швидкість різання $v$ , м/с	Математичне очікування сили контактної взаємодії $m$ , Н	Дисперсія сили контактної взаємодії $D$ , Н <sup>2</sup>
0,5	4,0	0,003
1,0	7,5	0,021
1,5	7,2	0,030
2,0	4,5	0,005
2,5	6,0	0,017

\*Склерометрування проводилося алмазним індентором при навантаженні 0,2 Н і швидкості переміщення індентора 2,64 мкм/с.

На параметри однорідності властивостей міцності і деформаційних властивостей поверхневого шару покриття, що формуються в результаті обробки, найбільший вплив роблять величина подачі і швидкість різання. Величина зміцнення і енергетичного збудження поверхні визначаються, в основному, поєднанням подачі, глибини і швидкості різання і, у меншій мірі, окремо кожним з параметрів режиму різання.

Внаслідок того, що показники екзоелектронної емісії і деформаційно-спектральні характеристики описують властивості міцності і однорідність поверхневого шару, між ними спостерігається кореляційний зв'язок. Аналіз (табл. 5.6) показує досить тісний зв'язок між серединною частотою  $f_{ср}$ , дисперсією сили опору контактній взаємодії  $D$  і емісійною неоднорідністю  $\eta$  (коефіцієнти парної кореляції 0,96 і 0,85 відповідно), а також між математичним очікуванням сили контактної взаємодії  $m$  і інтенсивністю екзотока з поверхні  $J$  (коефіцієнт кореляції 0,62). Тісний кореляційний зв'язок

спостерігається між такими структурно чутливими характеристиками, як емісійна неоднорідність, математичне очікування сили контактної взаємодії  $m$ , її дисперсія  $D$ , серединна частота енергетичного спектру  $f_{cp}$ , максимальна величина спектральної щільності розподілу сили контактної взаємодії  $S_{cp\ max}$ , і наявністю в поверхневому шарі наплавленого покриття окремих структурних складових, зокрема, кількістю залишкового аустеніту.

*Таблиця 5.6. Коефіцієнти парної кореляції\* між параметрами деформаційно-спектрального і екзоемісійного аналізів поверхневого шару наплавленого покриття після обробки інструментом з ПНТМ киборит*

Параметр	$J$	$\eta$	$m$	$f_{cp}$	$S_{cp\ max}$	$D$	$A_y$
$J$	–	0,92	0,62	–0,55	0,39	–0,04	–0,22
$\eta$		–	0,16	–0,96	0,52	0,85	0,78
$m$			–	0,59	0,23	0,84	0,77
$f_{cp}$				–	0,54	0,75	0,82
$S_{cp\ max}$					–	0,65	0,49
$D$						–	0,70
$A_y$							–

\*  $[r] = 0,7067$  при  $q = 97,5\ %$ .

Як видно, стан поверхневого шару визначається значним числом різних показників. Тому істотний інтерес представляє розробка комплексних критеріїв або вибір обмеженої кількості параметрів, що дозволяють досить повно охарактеризувати стан поверхневого шару, а також його вплив на експлуатаційні властивості деталей. Для вибору таких параметрів проведений кореляційний аналіз зв'язків характеристик, що визначають мікрогеометрію поверхні, напружений і енергетичний стан поверхневого шару покриття (табл. 5.7).

Аналіз приведених даних показує, що стан наплавленого поверхневого шару після обробки інструментом з ПНТМ на основі КНБ досить повно може бути охарактеризований комплексом характеристик:  $Sm$  – середній крок нерівностей,  $\Delta$  – критерій Комбалова-Крагельського,  $\sigma_{+max}$  – максимальне залишкове напруження розтягу в поверхневому шарі покриття,  $J$  – середня величина екзотока з поверхні покриття.

Таким чином, при чистовій обробці різних покриттів особливості структури і властивостей наплавленого шару при обробці по-різному впливають на контактні процеси в зоні різання, що підтверджується змінними величинами складових сили різання, шорсткістю обробленої поверхні та фізичним станом поверхневого шару – наклепу і залишкових напружень.

Цей різний вплив мікродефектів і будови наплавленого шару необхідно враховувати під час призначення матеріалу інструменту, елементів режиму різання, технологічного середовища, інших умов процесу обробки.

Таблиця 5.7. Коефіцієнти парної кореляції\* між параметрами стану поверхневого шару наплавленого покриття після точіння інструментом з ПНТМ киборит

Параметр	$Ra$	$Sm$	$tg\alpha$	$\rho$	$\Delta$	$\sigma_{max}$	$h_0$	$J$	$\eta'$
$Ra$	–	–0,91	0,95	–0,17	0,78	0,68	0,44	–0,26	–0,49
$Sm$		–	–0,40	0,94	–0,60	–0,66	–0,75	–0,63	–0,38
$tg$			–	0,27	0,81	0,29	0,42	–0,18	–0,65
$\rho$				–	–0,58	–0,89	–0,65	0,48	–0,19
$\Delta$					–	0,56	0,71	0,61	–0,34
$\sigma_{max}$						–	0,52	0,53	–0,19
$h_0$							–	–0,35	–0,27
$J$								–	0,91
$\eta'$									–

\*  $[r] = 0,7067$  при  $q = 97,5\%$ .

## 5.1.2. Напилені покриття з аморфно-кристалічною структурою

### 5.1.2.1. Шорсткість поверхні покриттів

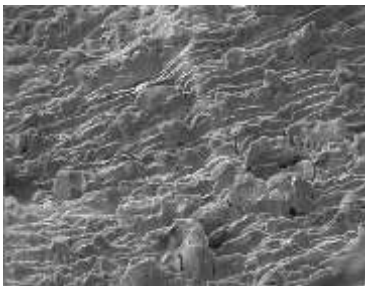
У зв'язку з відносно невеликою товщиною покриттів їх обробка здійснюється з досить малими ( $t = 0,1 \dots 0,6$  мм) глибинами різання. У більшості випадків, за винятком видалення дефектного шару покриття, інструмент працює в умовах чистової обробки, тобто в діапазоні мінімальних подач, що обумовлює малу товщину шару матеріалу, що видаляється в процесі різання. Із-за невеликих розмірів перерізу зрізу криволінійна ділянка леза складає значну частину його загальної робочої довжини, що також зменшує товщину зрізу. Товщина зрізу є величиною змінної уздовж різальної кромки і за постійних умов обробки знижується зі збільшенням радіусу при вершині інструменту.

Загальний вигляд стружки, її будова, степінь руйнування характеризують процес пластичної деформації зрізаного матеріалу, який, у свою чергу, залежить від механічних властивостей оброблюваного матеріалу і його хімічного складу, величини переднього кута інструменту, швидкості різання і інших чинників.

При обробці пластичних кристалічних матеріалів із швидкістю різання  $v > 1$  м/с і порівняно малій товщині зрізу утворюється зливна стружка. Аморфним металевим матеріалам властива висока пластичність, що пов'язано з особливим механізмом дисипації енергії, який обумовлений дисклінаційними процесами, що забезпечують їм високу міцність і твердість. При обробці газополумєневих покриттів, напилених порошковою поволокою  $Fe_{80}B_{20}$  і порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , які характеризуються високим вмістом аморфної фази, утворюється стружка сколювання. Сторона стружки, що контактує з різцем, внаслідок додаткової деформації поверхневого шару із-за тертя об передню поверхню інструменту, має гладку поверхню (рис. 5.28, б), а

протилежа – ступінчасту (рис. 5.28, *a, в*). Така стружка складається з практично окремих, сильно деформованих елементів, які сполучені між собою (рис. 5.25, *з, е*), але, на відміну від аналогічної стружки сколювання, що утворюється при точінні сталі з невисокою швидкістю різання, порівняно легко відділяються один від одного (рис. 5.28, *д*). Низька міцність з'єднання елементів такої стружки є наслідком шаруватої структури напилених покриттів, в якій міцність зчеплення між шарами і окремими частинками багато нижче міцності окремої частинки.

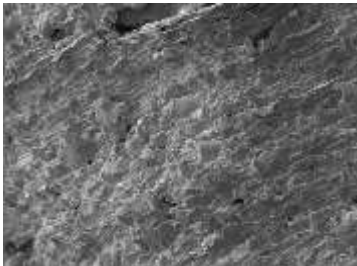
Процес стружкоутворення при точінні покриття з аморфно-кристалічною структурою відбувається за рахунок великої деформації шару матеріалу, що видаляється, і супроводжується значною усадкою стружки. Зміна усадки стружки корелює зі зміною сили різання, якості обробленої поверхні, стійкості різального інструменту.



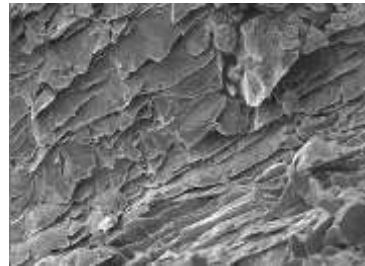
*a*



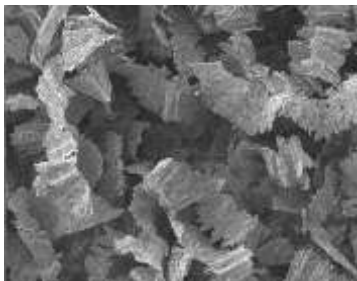
*б*



*в*



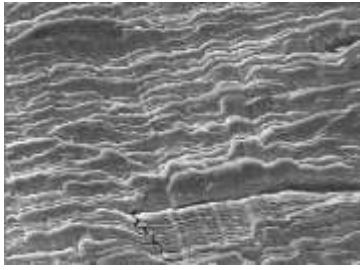
*г*



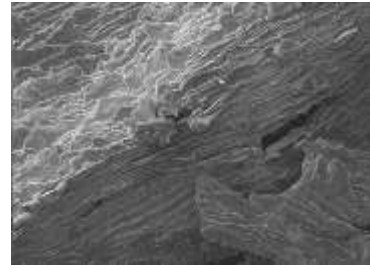
*д*



*е*



ж



з

Рис. 5.28. Стружка, що утворюється в процесі точіння газополуменового покриття з аморфно-кристалічною структурою ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм,  $h_3 = 0,1$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ): а ( $\times 400$ ), б ( $\times 450$ ), д ( $\times 10$ ), е ( $\times 30$ ) – порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; в ( $\times 200$ ), з ( $\times 450$ ), ж ( $\times 450$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ), з ( $\times 400$ ) – порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$

Коефіцієнт усадки стружки, визначений ваговим методом, при точінні ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм,  $h_3 = 0,1$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ) покриття, напиленого з порошкового дроту  $Fe_{80}B_{20}$ , складає  $K_l = 3,5$ . При збільшенні швидкості різання до 1,7 м/с коефіцієнт усадки стружки знижується до  $K_l = 3,2$ .

Велика усадка стружки при точінні таких покриттів інструментом з ПНТМ киборит є наслідком значної пластичності аморфної складової таких покриттів. Обробка інструментом з негативним переднім кутом призводить до зростання усадки стружки із-за інтенсифікації напруженого стану матеріалу в зоні різання.

На криволінійній ділянці різальної кромки інструменту в результаті значної зміни величини переднього кута і товщини стружки процес стружкоутворення відбувається в складніших умовах, ніж на прямолінійній ділянці. Збільшення радіусу при вершині інструменту призводить до зростання усадки стружки у зв'язку з більшою довжиною криволінійної ділянки різальної кромки, наслідком чого являється збільшення висоти мікронерівностей на обробленій поверхні (рис. 5.29).

Таким чином, при обробці аморфізованих покриттів має місце значна деформація зрізаного матеріалу і утворюється характерна стружка сколювання, що обумовлено гетерогенністю структури, і пов'язано з тим, що для аморфної складової покриття властива відсутність деформаційного зміцнення. Загальний вигляд стружки, яка утворюється при обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою, свідчить про нестабільність процесу різання.

При точінні покриття, напиленого порошком  $Fe_{80}B_{20}$ , утворюється стружка, яка практично відразу ж руйнується і має вигляд великодисперсного порошку. Це пов'язано з особливостями структури покриття, яке характеризується низьким ступенем деформації напилених частинок, внаслідок чого є їх невисока міцність зчеплення між собою, а також значна пористість. Об'єм частинок з кристалічною структурою складає приблизно

половину об'єму покриття. Як правило, ці частинки слабдеформовані, по структурі вони подібні до початкового порошку, а при обробці різанням має місце їх викришування. В цілому, при точінні такого покриття під дією сил різання зрізуваний шар матеріалу, із-за відносно слабкого з'єднання структурних складових, розділяється на окремі дрібні частинки.

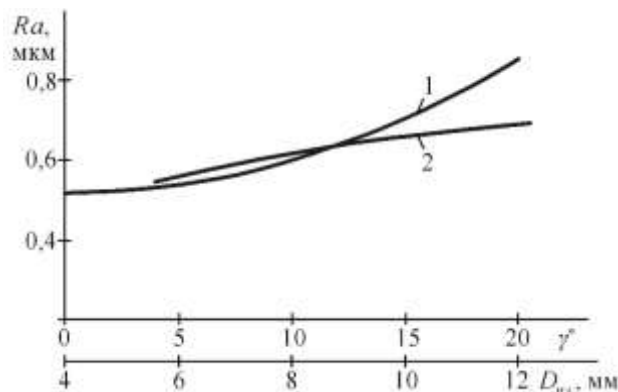


Рис. 5.29. Залежність шорсткості обробленої поверхні газополуменевого покриття, напиленого порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ , від величини переднього кута інструмента з ПНТМ киборит (1) і радіуса при його вершині (2) ( $v = 1,7$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм;  $h_s = 0,1$  мм)

Утворення аналогічної стружки має місце і при точінні покриття з аморфно-кристалічною структурою, що характеризуються високим значенням фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$ .

Значна твердість покриттів вимагає використання для їх лезової обробки інструменту з негативним переднім кутом ( $\gamma$ ). В цьому випадку створюються умови для інтенсивної пружної взаємодії з боку задньої поверхні інструменту, що приводить до збільшення висоти нерівностей на обробленій поверхні (рис. 5.29). Процес пластичної деформації покриття при різанні інструментом з переднім кутом  $\gamma = 0^\circ$  протікає більш рівномірно (рис. 5.28, ж) і менш напружено ( $K_t = 2,4$ ) порівняно з процесом різання інструментом з  $\gamma = -10^\circ$  (рис. 5.28, з).

Дослідження впливу умов обробки на шорсткість обробленої поверхні показують, що при збільшенні фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$  покриття значно зростає висота нерівностей і має місце зниження впливу режимів різання (рис. 5.30). Так, при точінні порошкового покриття  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  з  $D_s = 2,67$  інструментом, оснащеним круглою різальною пластиною діаметром 7,0 мм з ПНТМ киборит, практично незначимою стає зміна величини подачі в шість разів і швидкості різання більше, ніж в чотири рази.

Аналогічно, зміна режимів різання при обробці газополум'яного покриття, напиленого порошком  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 2,76$ ), не призводить до істотної зміни висоти

нерівностей (рис. 5.31). В процесі обробки формується порошкоподібна стружка надлому і має місце викришування окремих частинок покриття.

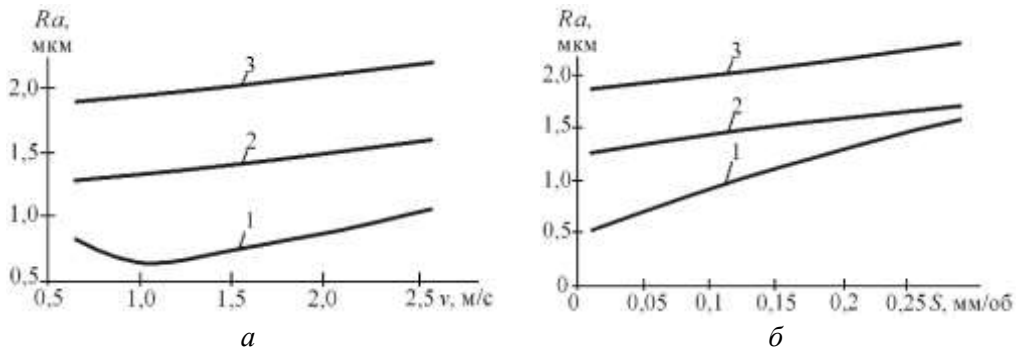


Рис. 5.30. Вплив швидкості різання (а) ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,1$  мм) і подачі (б) ( $v = 1,2$  м/с;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,1$  мм) на шорсткість обробленої поверхні газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ : 1-3 – точіння інструментом з ПНТМ киборит на відстані 0,6; 1,1; 1,4 мм від основи

При точінні газополуменевих покриттів, напилених порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  ( $D_s = 2,31$ ) і порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 2,32$ ), що характеризуються високою щільністю, шаруватою структурою і наявністю незначної кількості слабозакріплених сферичних частинок, варіюванням режимами обробки можна істотно понизити шорсткість обробленої поверхні.

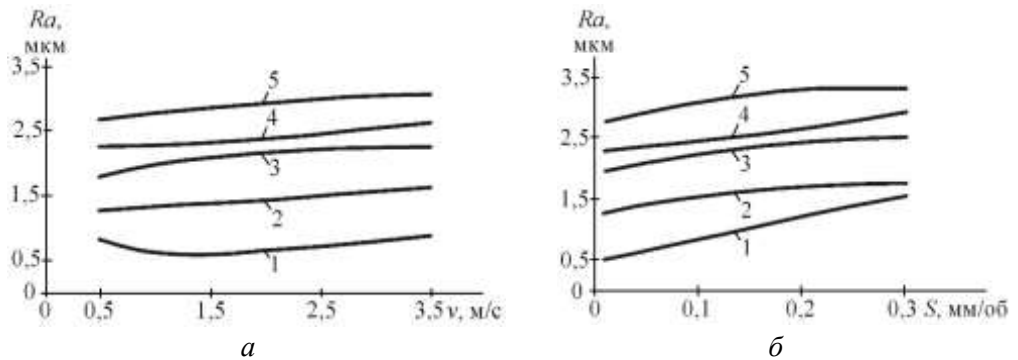


Рис. 5.31. Вплив швидкості різання інструментом з ПНТМ киборит (а) ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,1$  мм) і подачі (б) ( $v = 1,2$  м/с;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,1$  мм) на шорсткість обробленої поверхні напиленого покриття: 1 – газополуменево порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 2 – електродугове порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 3 – електродугове порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; 4 – газополуменево порошком  $Fe_{80}B_{20}$ ; 5 – газополуменево порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$

При збільшенні подачі висота нерівностей монотонно зростає. При цьому зростає роль допоміжної різальної кромки інструменту, що обумовлює більше витискування оброблюваного матеріалу у вершини нерівностей і їх деформацію за рахунок збільшення об'єму матеріалу, що деформується в зоні стружкоутворення.

Залежність висоти нерівностей  $Ra$  від швидкості різання носить неоднозначний характер. У діапазоні швидкостей різання  $v = 0,7 \dots 1,0$  м/с, є область з підвищеною шорсткістю поверхні. Стружка, що формується при точінні в таких умовах, легко розділяється на елементи. Подальше збільшення швидкості різання викликає монотонне зниження висотних параметрів шорсткості поверхні, що обумовлено зменшенням об'єму покриття, що пластично деформується в зоні різання, і зниженням коефіцієнта тертя між інструментом, стружкою і деталлю. Стружка, яка утворюється при збільшенні швидкості різання, не розділяється на елементи, що свідчить про те, що в процесі точіння відбувається зрізування відносно компактного шару матеріалу, а не відділення його частинок. Незначне збільшення висотних параметрів шорсткості поверхні при точінні з високими швидкостями різання пов'язане з інтенсифікацією фізико-хімічної взаємодії в зоні обробки і зміною умов руйнування оброблюваного матеріалу, пов'язаних зі зміною динамічності процесу різання. В цілому, вплив швидкості різання на шорсткість обробленої поверхні визначається високою твердістю і міцністю покриттів.

Вплив умов обробки різцем з ПНТМ киборит газополуменевого покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , на висоту нерівностей адекватно ( $v = 0,7 \dots 17$  м/с;  $S = 0,01 \dots 0,20$  мм/об;  $h_3 = 0,1 \dots 0,3$  мм;  $\gamma = (0 \dots -20)^\circ$ ) описується рівнянням регресії:

$$Ra = 0,00041S^{0,22}h_3^{0,33}(90 - \gamma)v^{9 - 1,94 \ln(90 - \gamma)}. \quad (5.9)$$

Значення крокового параметра  $S_m$  при точінні покриття, напиленого порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , з режимами різання, при якому утворюється найменша шорсткість обробленої поверхні, складає  $S_m = 0,38 \dots 0,52$  мкм. У цих умовах відносна опорна довжина профілю  $t_p$  знаходиться в діапазоні 20...25 % при рівні перерізу профілю  $p = 30$  %.

Зниження глибини різання, незважаючи на її відносно незначний вплив на процес пластичної деформації в зоні різання, при точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою призводить до збільшення шорсткості обробленої поверхні  $Ra$  (рис. 5.32). Це пов'язано з шаруватою структурою покриття, сформованою з сильнодеформованих частинок порошку. При точінні з глибинами різання  $t = 0,05 \dots 0,15$  мм, із-за недостатньо високої міцності зчеплення елементів покриття між собою створюються умови для їх виривання з масиву покриття, а сам процес обробки характеризується зростанням нестабільності.

Збільшення фаски зносу інструменту по задній поверхні  $h_3$  призводить до зростання висоти нерівностей (рис. 5.32). При цьому, на початкових стадіях зносу інструменту, збільшення сили на його задніх поверхнях, яке може

привести до виникнення вібрацій, компенсується збільшенням радіусу при вершині інструменту і виникненням вигладжувального ефекту на задній поверхні, що обмежує степінь збільшення шорсткості поверхні. При подальшому зносі інструменту на задній поверхні різця утворюються щербини, змінюється форма і розташування різальної кромки, що сприяє збільшенню висоти нерівностей на обробленій поверхні.

Гетерогенність структури покриття робить основний вплив на шорсткість обробленої поверхні. За величиною фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей матеріалу  $D_s$  можна прогнозувати значення висотних параметрів шорсткості поверхні покриття, сформованої при обробці (рис. 5.33) – для виробів з покриттями, структура яких характеризуються різними величинами  $D_s$ , досягається різна шорсткість обробленої поверхні. Це має місце як при обробці одного і того ж матеріалу, для якого характерні різні значення  $D_s$ , так і обробки гамми покриттів.

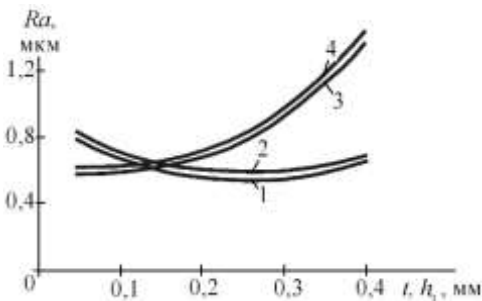


Рис. 5.32. Вплив глибини різання (1, 2) ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $h_3 = 0,1$  мм) і ширина фаски зносу інструменту з ПНТМ киборит по задній поверхні (3, 4) ( $v = 1,2$  м/с;  $t = 0,15$  мм;  $S = 0,05$  мм/об) на шорсткість обробленої поверхні напильного покриття: 1, 3 – газополуменеве порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; 2, 4 – газополуменеве порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$

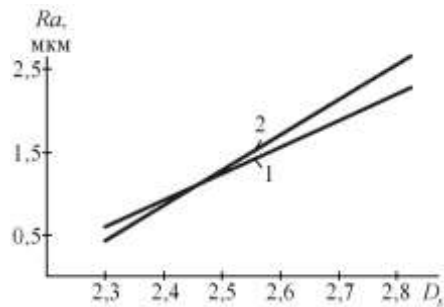
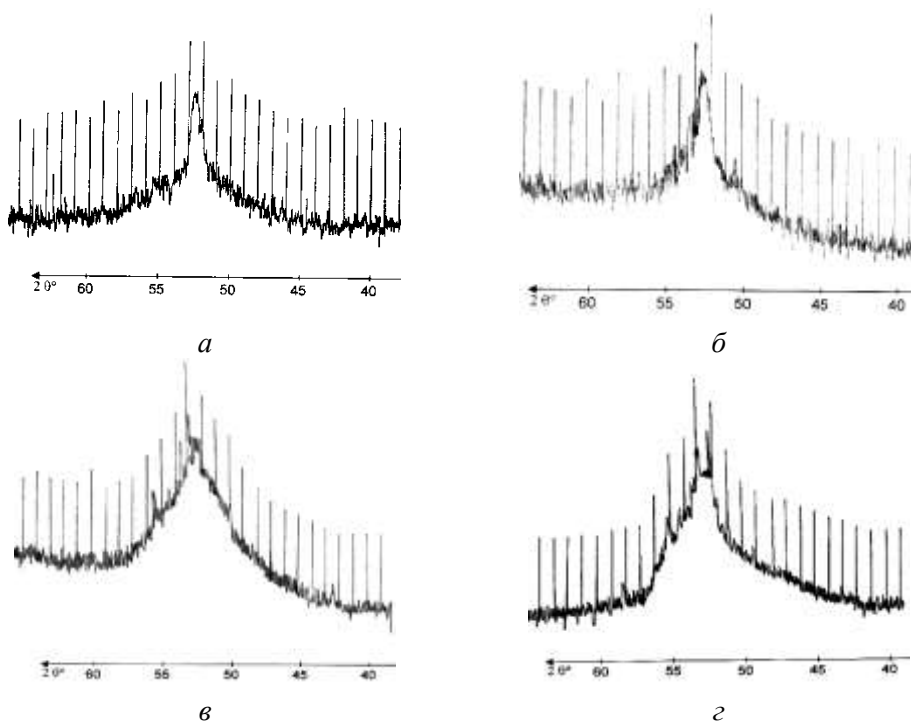


Рис. 5.33. Залежність шорсткості обробленої поверхні від величини фрактальної розмірності  $D_s$  газотермічних покриттів ( $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,1$  мм): 1 – газополуменеве порошком  $Fe_{78}B_{10}Si_{12}$ ; 2 – гамма газополуменевих покриттів систем Fe-B, Fe-Cr-B: газополуменеве порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 2,32$ ); електродугове порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 2,57$ ); електродугове порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 2,68$ ); газополуменеве порошком  $Fe_{80}B_{20}$  ( $D_s = 2,76$ ); газополуменеве порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$  ( $D_s = 2,82$ )

Апроксимуючі прямі  $Ra = f(D_s)$ , для обох випадків розташовані у безпосередній близькості один від одного, що дозволяє говорити про загальну тенденцію – якісніша поверхня формується при обробці покриттів, що характеризуються меншою величиною фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$  їх матеріалів, а за величиною  $D_s$  правомірно оцінювати оброблюваність покриттів, а також інших матеріалів з гетерогенною структурою за критерієм шорсткості обробленої поверхні.

### 5.1.2.2. Вплив умов обробки на фазові перетворення в структурі покриттів

При точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою гострим різцем з ПНТМ киборит зі швидкостями різання  $> 2$  м/с температура різання перевищує  $1000^\circ\text{C}$ , що вище за температуру кристалізації  $Q_{кр}$  сплавів, які використовуються для нанесення покриттів. У той же час, результати рентгеноструктурного аналізу свідчать про те, що в процесі обробки інструментом з ПНТМ киборит в оброблюваному матеріалі не відбувається структурно-фазових перетворень. Аналіз представлених на рис. 5.34 рентгенограм з поверхні покриттів показує, що в покриттях при точінні гострим різцем в діапазоні швидкостей різання до 3 м/с зберігається початковий зміст аморфної фази.



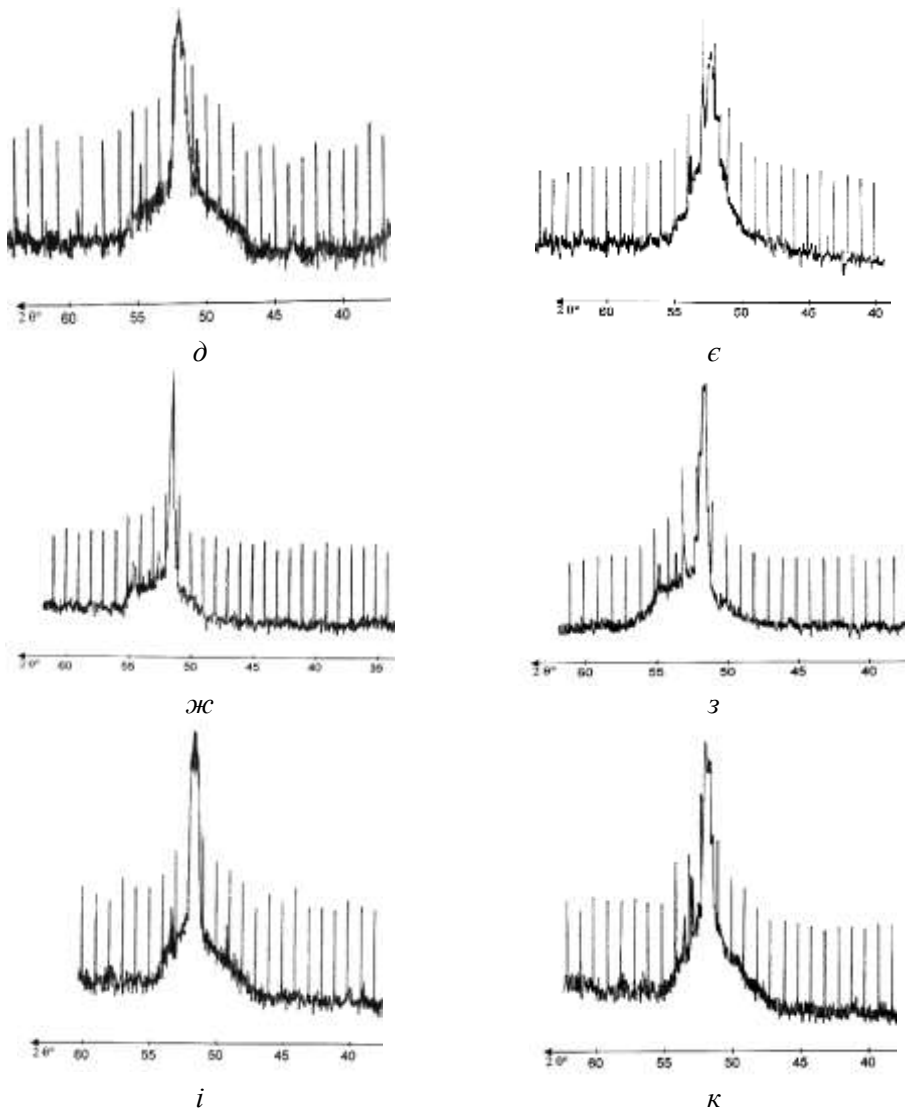


Рис. 5.34. Фрагменти рентгенограм напилених покриттів після обробки інструментом з ПНТМ киборит: а, б – газополуменеве порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ ; в, г – газополуменеве порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; д, е – електродугове порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ ; ж, з – електродугове порошковим дротом  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; і, к – газополуменеве порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ; а, в, д, ж, і –  $v = 0,7...2,7$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм,  $h_3 = 0,1$  мм; б, г –  $v = 1,7$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм,  $h_3 = 0,4$  мм; е, ж, к –  $v = 2,7$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм;  $h_3 = 0,4$  мм

Вірогідність протікання кристалізації в матеріалах з аморфно-кристалічною структурою визначається їх хімічним складом, структурою і швидкістю нагріву, при збільшенні якої зростає температура кристалізації  $Q_{кр}$ . Особливо інтенсивно  $Q_{кр}$  збільшується в діапазоні високих швидкостей нагріву.

Хоча в процесі точіння має місце швидкий і локальний нагрів поверхневого шару покриття, за рахунок застосування інструменту з ПНТМ, який характеризується високою теплопровідністю, забезпечується швидке відведення тепла із зони різання.

Дослідження показують, що швидкість зміни температури шару покриття, розташованого на глибині 0,01 мм від поверхні різання, складає  $\frac{\partial Q}{\partial t} = -$

$(2,31...8,8) \cdot 10^6$  К/с. В той же час, критична швидкість охолодження для аморфізації сплаву  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  складає  $1,8 \cdot 10^5$  К/с, для сплаву  $Fe_{80}B_{20}$  –  $6,0 \cdot 10^6$  К/с. Порівнюючи приведені значення, можна зробити висновок, що при точінні покриттів гострим різцем в даному діапазоні швидкостей різання виконується умова аморфізації оброблюваного матеріалу.

Розрахунки і результати експериментів показують, що в процесі точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою відсутні передумови для кристалізації оброблюваного матеріалу в поверхневому шарі – в покритті зберігається аморфна матриця з включеннями кристалічних фаз.

При збільшенні зносу інструменту в процесі точіння із швидкістю різання  $v > 1,7$  м/с газополумених покриттів, напилених порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$  і порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$ , що характеризуються високим вмістом аморфної фази ( $> 75$  %), в оброблюваному матеріалі спостерігається незначне його зниження.

Результати рентгеноструктурних досліджень показують (табл. 5.8), що вміст аморфної фази знижується до 13 % при ширині фаски зносу інструменту по задній поверхні  $h_3 = 0,4$  мм. В той же час, після точіння зношеним різцем електродугових покриттів напилених порошковими дротами  $Fe_{80}B_{20}$ ,  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ , газополуменового покриття, напиленого порошком  $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ , що характеризуються меншим вмістом аморфної фази ( $\approx 50$  %), зберігається її початковий вміст (рис. 5.34, е, з, к).

Незначні фазові перетворення, що спостерігаються в покриттях з високим вмістом аморфної фази при точінні зношеним різцем, пов'язані зі зміною напружено-деформованого стану оброблюваного матеріалу з боку задньої поверхні інструменту.

У міру зношування інструменту в процесі точіння покриттів спостерігається збільшення сили  $P_y$ , що інтенсифікує дію на поверхневий шар покриття з боку задньої поверхні інструменту, що призводить до його кристалізації. Після обробки покриттів зношеним інструментом із швидкістю різання  $v$  до 1,5 м/с в оброблюваному матеріалі не відбуваються фазові перетворення, попри те, що в цьому діапазоні швидкостей різання складові сили різання мають більші значення, ніж при точінні з більш високою швидкістю. Це

пов'язано зі значно меншим рівнем температур в зоні різання при обробці з низькими швидкостями різання.

Таблиця 5.8. Вплив умов процесу точіння інструментом з ПНТМ киборит\* на вміст аморфної фази в покриттях

Покриття	Вміст аморфної фази %		
	$v = 0,5 \text{ м/с};$ $S = 0,02 \text{ мм/об};$ $h_3 = 0,1 \text{ мм}$	$v = 0,7...2,7 \text{ м/с};$ $S = 0,05 \text{ мм/об};$ $h_3 = 0,1...0,2 \text{ мм}$	$v = 1,7 \text{ м/с};$ $S = 0,05 \text{ мм/об};$ $h_3 = 0,4 \text{ мм}$
Газополуменеве порошковим дротом $\text{Fe}_{80}\text{V}_{20}$	90	90	80
порошком $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{B}_{10}$	75	75	68
порошком $\text{Fe}_{79}\text{Cr}_{16}\text{B}_5$	48	Не змінюється	
Електродугове порошковим дротом $\text{Fe}_{80}\text{V}_{20}$	45		
порошковим дротом $\text{Fe}_{79}\text{Cr}_{16}\text{B}_5$	40		

\*глибина різання  $t = 0,15 \text{ мм}$ .

Можна зробити висновок, що тільки одночасна високоінтенсивна термобарична дія на оброблюваний матеріал в процесі обробки призводить до часткової кристалізації в тонкому поверхневому шарі покриттів з високим вмістом аморфної фази (рис. 5.35).

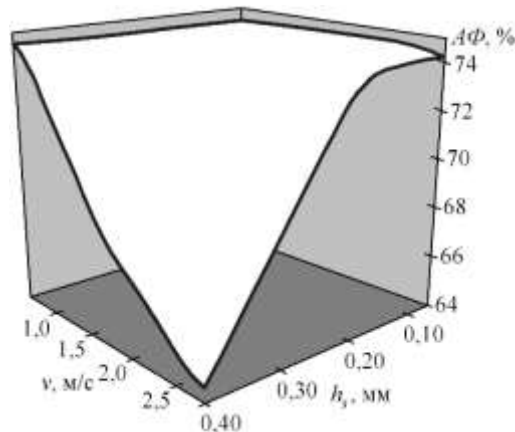


Рис. 5.35. Залежність вмісту аморфної фази в газополуменевому покритті, напиленому порошком  $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{B}_{10}$ , від швидкості різання  $v$  і ширини фаски зносу інструменту з ПНТМ киборит по задній поверхні  $h_3$  ( $S = 0,05 \text{ мм/об}; t = 0,15 \text{ мм}$ )

У зв'язку з можливістю часткової кристалізації матеріалу покриття в процесі обробки, для обмеження умов різання доцільно використати величину граничної потужності різання:

$$W_d = vP_z \leq [W], \quad (5.10)$$

де  $[W]$  – потужність різання, перевищення якої призводить до структурно-фазових перетворень в оброблюваному покритті.

Для випадку точіння інструментом з ПНТМ киборит газополумєневих покриттів, напилених порошковим дротом  $Fe_{80}B_{20}$  і порошком  $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ , –  $N_d = 1100$  Вт.

Для покриттів з невисоким змістом аморфної фази ( $\approx 50$  %), в дослідженому діапазоні умов обробки не виявлено обмежень по потужності різання.

## **5.2. Стан поверхневого шару покриттів після обробки з високочастотними коливаннями інструменту**

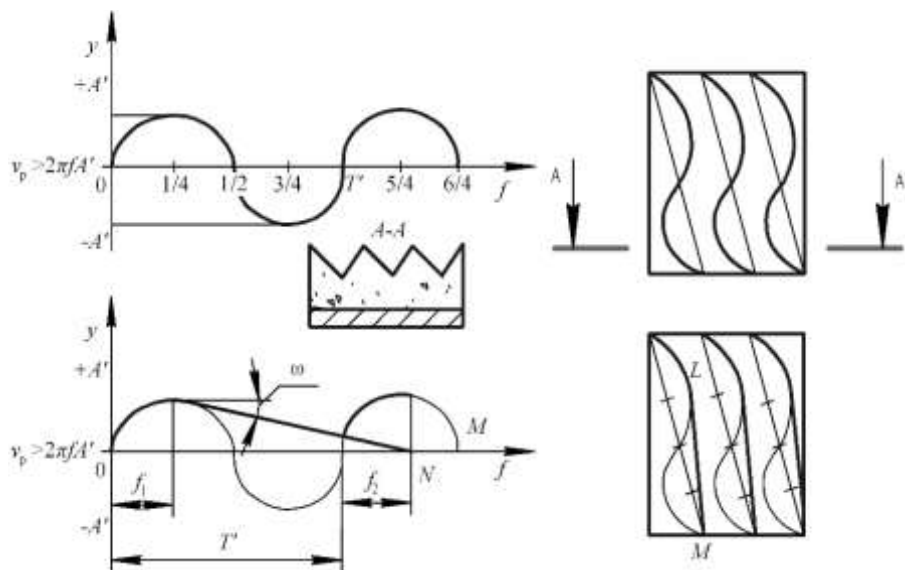
### **5.2.1. Формування поверхневого шару при обробці з високочастотними коливаннями інструменту**

Характер впливу на формування топографії поверхні виробу з покриттям кінематико-геометричних чинників при вібромеханічному різанні істотно відрізняється від звичайного. Як наведено у [15, 16] показано, що примусові високочастотні вібрації можуть призводити як до підвищення макро- і мікрогеометричних параметрів поверхні, так і до їх зниження. Враховуючи, що на операціях лезової обробки шорсткість поверхні значною мірою утворюється як геометричний слід від інструменту, при його русі відносно заготовки, при вібромеханічному різанні, коли на рух подачі характеризується додатковим ступенем свободи руху у вигляді гармонійного коливального руху інструменту, виникає складна траєкторія руху (рис. 5.36). На обробленій поверхні такий слід формує топографію з нерівностями різної висоти і форми.

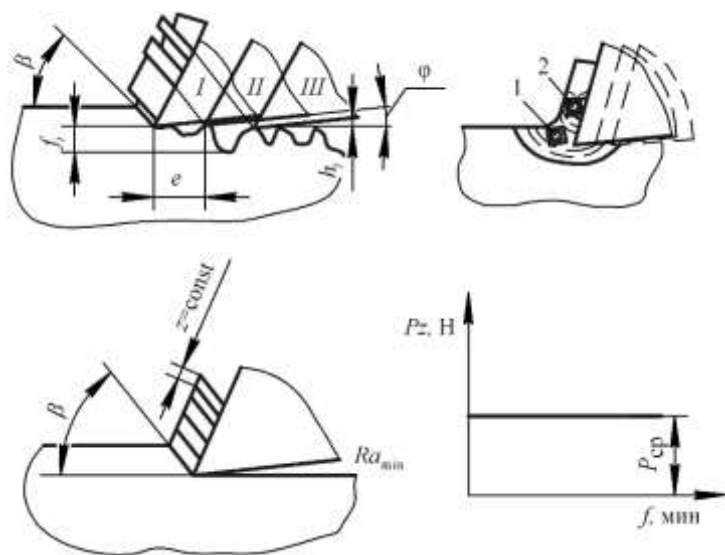
Вібромеханічне різання з використанням зовнішнього джерела коливального руху може виконуватися з докритичною швидкістю коливань, коли  $v_p < 2\pi fA'$ , і із закритичною швидкістю коливань, коли  $v_p > 2\pi fA'$ .

У першому варіанті геометрична картина утворення шорсткості поверхні пов'язана з синусоїдальним рухом різця і зовнішній вигляд поверхні відрізняється від характерного для звичайного різання. Висота нерівності відповідає такої, що формується при звичайному різанні.

У другому варіанті довжина  $LM$ , на якій реалізується різання за один період коливань, визначається із співвідношення  $v_p/f$ . При постійній частоті коливань різця  $f$  дійсна довжина шляху різання інструменту  $l_k$  знижуватиметься відповідно до зменшення швидкості різання  $v_p$ .



a



б

Рис. 5.36. Схеми формування мікронерівностей під впливом детермінованих кінематико-геометричних (а) і трибологічних чинників (б): I, II, III – зміщення різця під впливом випадкового збудження; 1 – зона пластичної деформації; 2 – зона пружної деформації

У реальних умовах робота технологічної системи може відбуватися в умовах, коли під впливом збудливих чинників внутрішньої і зовнішньої природи пружні коливання мають нерегулярний характер, а частота і амплітуда коливань змінюється в широкому діапазоні. Наслідком хаотичного руху різального інструменту є нерівномірність товщини зрізу, кута зсуву, зони пластичної  $l$  і пружною деформацій  $2$  (рис. 5.36, б), довжини контакту задньої поверхні інструменту з поверхнею різання  $l_i$ . Величина останнього пов'язана з утворенням нерівностей на обробленій поверхні  $h_i$ .

Накладення високочастотних коливань на різальний інструмент в процесі лезової обробки покриттів обумовлює зниження сили притиску інструменту до оброблюваної заготовки. В ідеальному варіанті інструмент буде практично нерухомим, оскільки амплітуда примусових коливань складає 5...10 мкм.

У зоні стружкоутворення гармонійні силові імпульси інструменту сприятимуть утворенню мікротріщин у напрямі зони між частинками покриття, а подальше їх зростання в площині зсуву відбуватиметься зі значно меншими зусиллями. При такому характері різання зміна висоти нерівностей поверхні  $h_i$  мінімальна, оскільки крок зсуву елементів стружки  $z$  залишається постійним.

Таким чином, примусові коливання інструменту можуть трохи погіршити або зберегти шорсткість поверхні на рівні звичайного різання, якщо розглядати тільки вплив кінематико-геометричних чинників. Якщо оцінку проводити з урахуванням трибологічних збудливих чинників, шорсткість поверхні може бути істотно понижена. Суперпозиція впливу цих двох груп чинників визначає рівень мікронерівностей на обробленій поверхні деталі з покриттям.

При оцінці якісних показників поверхні покриттів після вібромеханічного різання слід враховувати степінь наклепу і рівень залишкових напружень. Оскільки глибина різання за умови  $v_p < 2\pi fA'$  змінюється не істотно, то не слід чекати значної нерівномірності наклепу по довжині обробленої поверхні і глибини покриття. Циклічний характер входу і виходу інструменту з оброблюваного матеріалу обумовлює деякі особливості деформаційного зміцнення. Істотно високочастотні коливання впливають на стан дислокаційної структури зони між частинками і усередині частинок напиленого покриття. У загальному балансі енергетичних витрат при вібромеханічному різанні покриттів енергія диспергування дуже мала. За даними [37], залежно від методів і режимів обробки, дійсна площа шорсткої поверхні в 12–18 разів перевищує номінальну площу поверхні. Оцінка величини енергії формування нової поверхні в умовах лезового вібромеханічного різання може бути виконана в результаті розрахунку ефективної енергії і фактичної площі обробленої поверхні. Оскільки активне різання відбувається в середньому на довжині, що відповідає  $1/3 T'$  ( $T'$  – період коливань), а видаляється об'єм матеріалу, що відповідає повному періоду, то формування нової поверхні, вимагає активації великої кількості поверхневих джерел дислокацій, типу Франка-Рида. Дислокації, що зароджуються біля різальної кромки інструменту, рухаються у напрямі зовнішньої поверхні стружки

і, поглинаючи енергію високочастотних коливань, прискорюють свій рух. Аналогічна ситуація має місце при утворенні нової поверхні. Деформаційне зміцнення поверхневого шару покриття через дію сил різання нейтралізується ефектом розміщення під впливом акустичної активації дислокацій.

Теоретична оцінка детермінованих кінематико-геометричних і трибологічних збудливих чинників і енергії руйнування покриття при вібромеханічному різанні недостатня без розгляду диспергуючої дії ЗОТС. При обробці інструментом з ПНТМ на основі КНБ доцільніше застосування ЗОТС не поливом, а розпиленням при швидкості різання 1,5...1,7 м/с. У зв'язку з хімічною реакцією компонентів ЗОТС з КНБ, що призводить до утворення плівки твердої зв'язки на поверхні інструменту, технологічне середовище знижує охрупчування ПНТМ під впливом нагріву і подальшого різкого охолодження. Застосування при звичайній обробці інструментом з ПНТМ водорозчинних і водонерозчинних масляних емульсій дозволяє підвищити стійкість інструменту в 1,5...2,0 разу. Цей ефект зростає при вібромеханічному різанні покриттів як за рахунок диспергуючої дії ЗОТС в зоні стружкоутворення, так і за рахунок капілярного всмоктування ЗОТС пористою структурою покриття. Під впливом високочастотних коливань відбувається більш ефективне розпилення середовища. Поверхнево-активні молекули ЗОТС утворюють адсорбційні шари на оброблюваній поверхні. Оскільки при температурі, що відповідає процесу різання, швидкість хімічних реакцій значно зростає, то малого проміжку часу переривання процесу різання ( $2/3 T$ ) вистачає для утворення щільного адсорбційного шару і адсорбційної пластифікації поверхні покриття.

При звичайному різанні ЗОТС може вільно проникати між стружкою і передньою поверхнею інструменту на ділянці пружного контакту, а за наявності високочастотних коливань частинки ЗОТС розміром 0,01...0,10 мкм можуть потрапляти і в зону пластичного контакту. Структура матеріалу покриття має капілярну систему за рахунок розвиненої пористості, а умови вібромеханічного різання сприяють збільшенню кількості мікротріщин-капілярів в зоні різання і полегшують рух ЗОТС по них. Відомо, що висота підйому рідини по капілярним трубках тим більше, чим більше коефіцієнт поверхневого натягу, менше щільність середовища і радіус капіляра.

Капілярний ефект найбільш впливає на процес різання при проникненні ЗОТС в зону випереджаючих деформацій. Заповнюючи простір пор в покритті, технологічне середовище підвищує теплопровідність матеріалу і сприяє інтенсивнішому поширенню температурного поля, як в самому покритті, так і на межі розділу «покриття-основа». При цьому екрануюча дія покриття для теплового потоку зменшується і він швидше досягає основного матеріалу виробу, де поглинається масою деталі. Така дія капілярного ефекту характерна як для звичайного різання, так і для вібромеханічного різання.

При вібромеханічному різанні ЗОТС проникає в мікротріщини і чинить розклиновальну дію на оброблюваний матеріал. Вершина мікротріщини

зорієнтована у напрямі зони між частинками – зони, ослабленої простором пор. Утворення мікротріщин на ділянках між порами і подальше руйнування цих ділянок через капілярно-розклинювальну дію ЗОТС сприяють зменшенню поверхні реального мікропрофілю. Таким чином, капілярний ефект чинить подвійну дію на процес вібромеханічного різання.

### 5.2.2. Експериментальна оцінка параметрів стану поверхневого шару покриттів після обробки з високочастотними коливаннями інструменту

Висота мікронерівностей для вібромеханічної лезої обробки визначається залежністю (5.1), в якій компонента  $\Delta H$  враховує також величину приросту висоти мікропрофілю  $\Delta H_{\text{гк}}$  із-за гармонійних коливань інструменту

$$\Delta H_{\text{гк}} \approx \Delta S \frac{S}{4r} + \frac{\Delta t}{2}, \quad (5.11)$$

де  $S$  – поздовжня подача;  $\Delta S$  – приріст подачі за рахунок примусових високочастотних коливань;  $\Delta t$  – приріст глибини різання;  $r$  – радіус при вершині різця.

За умови зниження амплітуди коливань, коли  $\Delta t \approx 0$  і  $\Delta S \approx 0$ , величина  $\Delta H_{\text{гк}}$  прагне до нуля, а дійсна висота нерівностей наближатиметься до розрахункової величини.

Параметри мікрогеометрії профілю обробленої поверхні залежать як від режимів різання ( $v$ ,  $S$ ,  $t$ ), так і від геометричних параметрів і величини зносу різального інструменту ( $\gamma$ ,  $R$ ,  $\alpha$ ,  $\varphi$ ,  $\varphi_1$ ,  $h_3$ ).

Збільшення швидкості різання (рис. 5.37, а) призводить до монотонного зниження висоти мікронерівностей поверхні покриттів. Треба відмітити, що на відміну від аналогічних оцінок шорсткості при обробці пористого покриття, у разі обробки покриття з низькою пористістю (самофлюсівне покриття після оплавлення) зміна висоти нерівностей  $Ra$  більш справедливо характеризує залежність від швидкості різання. Так, в діапазоні швидкості різання 0,30...0,85 м/с, спостерігається екстремальна зміна висоти нерівностей, що пов'язано з адгезійною взаємодією на передній поверхні інструменту. При обробці з високочастотними коливаннями інструменту цей ефект спостерігається для порошкового покриття ПГ-СРЗ істотно слабкіше, а для порошкового покриття СНГН-50 практично відсутній.

Залежність шорсткості поверхні від подачі (рис. 5.37, б) носить екстремальний характер з мінімумом в діапазоні 0,05...0,15 мм/об. При обробці газотермічних покриттів зміна подачі і відповідне збільшення об'єму матеріалу, охопленого зоною пружно-пластичної деформації, активно впливає на механізм руйнування оброблюваного покриття і шорсткість обробленої поверхні. Екстремальний характер залежності пояснюється зміною механізму руйнування покриття з транскристалітного на інтеркристалітний. Мікроструктура поверхні руйнування при обробці з подачею < 0,10 мм/об без вібрацій свідчить про транскристалітне руйнування з декількома вогнищами квазісколу (рис. 5.38).

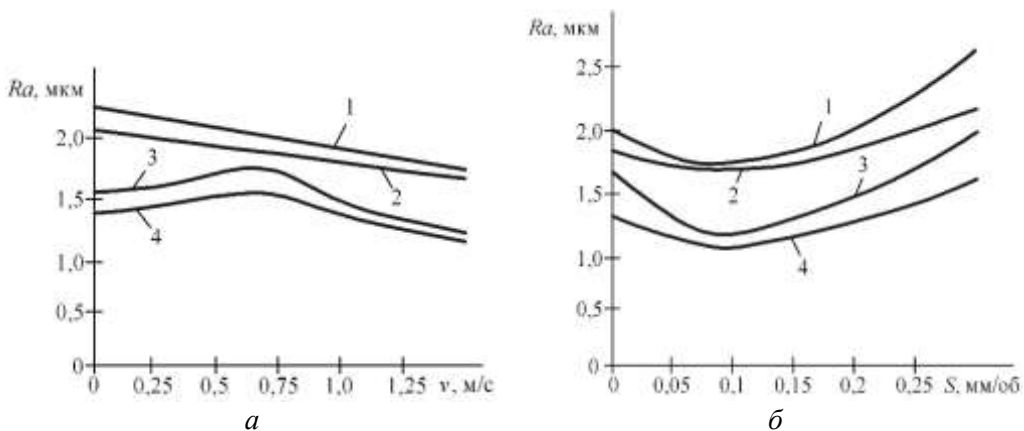


Рис. 5.37. Вплив швидкості різання (а) і подачі (б) на шорсткість поверхні при звичайному (1, 3) і вібрOMEХАНІЧНОМУ (2, 4) різанні інструментом з ПНТМ киборит покриттів, напилених порошками СНГН- 50 (1, 2) і ПГ-СРЗ (3, 4)

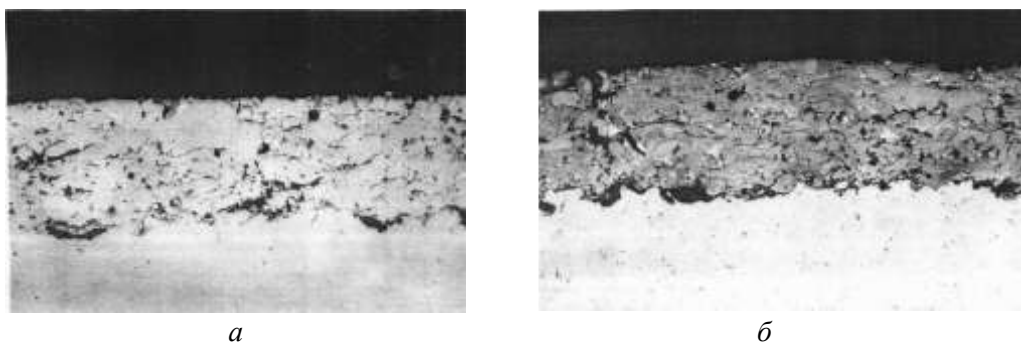


Рис. 5.38. Мікроструктура поверхневого шару покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, після точіння з  $S < 0,10$  мм/об: а – початкова; б – після травлення

Руйнування сколюванням реалізується за рахунок розвитку мікротріщин по певних сімействах кристалографічних поверхонь частинок матеріалу і в зоні між ними. У деяких місцях відбувається об'єднання мікротріщин за рахунок руйнування ділянок між ними і утворення сходинок сколу. Внаслідок реалізації такого механізму руйнування спостерігається значна фрагментація поверхневого шару і зниження шорсткості обробленої поверхні.

При подальшому підвищенні подачі поступово починає переважати її кінематичний вплив, а також змінюється механізм руйнування на ямковий відрив. Особливо це явище стає помітно в більш пластичній зоні між частинками, коли невеликі поглиблення виникають із-за мікропластичної течії і розривів ділянок між порами. Розміри поглиблень залежать від об'єму пористого простору. У цих умовах шорсткість обробленої поверхні зростає.

Накладення на процес різання високочастотних коливань принципово не міняє характеру залежностей  $Ra = f(v)$  і  $Ra = f(S)$ , але знижує величину висоти мікронерівностей і вирівнює форму кривих. Незначне зниження шорсткості поверхні при вібротехнічній обробці пов'язане зі зміною реологічної моделі руйнування – з переходом від транскристалітного руйнування до інтеркристалітного і частково до сколювання між частками.

Технологічні чинники, що роблять вплив на величину зони пластичної деформації при різанні, також впливають на шорсткість обробленої поверхні. До таких чинників відносяться передній кут інструменту  $\gamma$  і ширина фаски зносу інструменту по задній поверхні  $h_3$  (рис. 5.39).

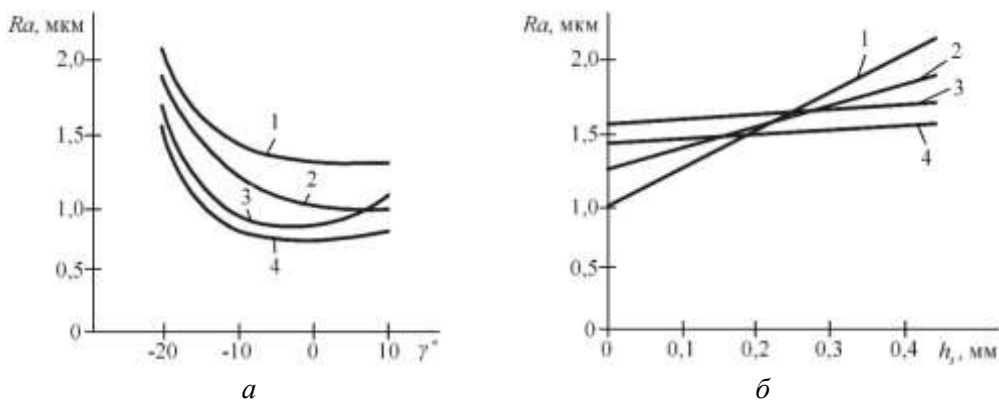


Рис. 5.39. Вплив величини переднього кута (а) і зносу інструменту з ПНТМ киборит (б) на шорсткість обробленої поверхні при звичайному різанні (1, 2) і вібротехнічному різанні (3, 4) самофлюсівних покриттів, напилених порошками ПГ-СР3 (1, 3) і СНГН- 50 (2, 4)

Негативна величина переднього кута інструменту ускладнює процес стружкоутворення і підвищує шорсткість обробленої поверхні, що характерно як для звичайного різання, так і для обробки з високочастотними коливаннями інструменту.

Збільшення ширини фаски зносу інструменту по задній поверхні  $h_3$  призводить до зростання висоти нерівностей на обробленій поверхні.

Високочастотні коливання стабілізують динамічну неурівноваженість елементів технологічної системи, яка зростає при збільшенні ширини фаски зносу інструменту по задній поверхні. Така стабілізація сприяє зниженню шорсткості обробленої поверхні (рис. 5.39, б) при збільшенні зносу інструменту до критичної величини  $h_3 = 0,3$  мм. Подальше збільшення зносу інструменту настільки підвищує сили  $N_3$  і  $F_3$  на задній поверхні інструменту і, відповідно, інтенсифікує вібрації, що динамічна неурівноваженість вже не компенсується примусовими високочастотними коливаннями різального інструменту.

Для більшої повної оцінки мікрогеометрії обробленої поверхні необхідно розглянути структурні параметри шорсткості – відносну опорну довжину профілю  $tp$  і комплексний критерій Камбалова-Крагельського  $\Delta$ .

Для умов звичайного і вібромеханічного різання величина відносної опорної довжини профілю  $tp$  складає 20...35 % при  $p = 50$  %.

Величина критерію  $\Delta$  зростає при збільшенні пористості покриття (табл. 5.9). Мінімізація критерію (свідчить про формування рівноважній шорсткості поверхні. Зменшення критерію (при переході від газополуменевого покриття до плазово-дугового складає 8–10 %, що пов'язане з щільнішою структурою покриття, нанесеного плазово-дуговим методом, за рахунок аеродинамічного ефекту, більш високої однорідності структури покриття і його більшої адгезійно-когезійної міцності.

Таблиця 5.9. Значення критерію Камбалова-Крагельського

Метод обробки*	Метод наплення, пористість, порошок			
	газополуменеве ( $\Pi = 10...12$ %)		плазово-дугове ( $\Pi = 8...10$ %)	
	СНГН-50	ПГ-СРЗ	СНГН-50	ПГ-СРЗ
Звичайне різання	0,024	0,022	0,021	0,019
Вібромеханічне різання: - $A' = 15$ мкм, $f = 18$ кГц - $A' = 5$ мкм, $f = 25$ кГц	0,026 0,021	0,023 0,019	0,024 0,018	0,021 0,016

\*Режими різання:  $v = 1,2$  м/с;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,15$  мм. Геометричні параметри інструменту:  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 12^\circ$ ;  $r = 0,4$  мм.

Зміна амплітудно-частотної характеристики примусових коливань при вібромеханічній обробці робить вплив на комплексний критерій оцінки шорсткості  $\Delta$ . Причому, зменшення тривалості імпульсів і амплітуди коливань знижує критерій  $\Delta$ , що пов'язане з підвищенням впливу диспергування стружки.

З урахуванням величини критерію  $\Delta$ , зони раціональних амплітуд коливань інструменту при обробці покриттів представлені на рис. 5.40. Верхня межа зон контролюється висотою шорсткості поверхні  $Ra$  1,25...2,5 мкм, нижня, – максимально допустимим зносом інструменту по задній поверхні. Відмінність діапазонів зміни умов обробки для покриттів, напилених порошками ПГ-СРЗ і СНГН-50, обумовлені їх фізико-механічними властивостями.

Зони раціональних значень амплітуди коливань обмежуються критичною швидкістю різання  $v_{кр} = 2\pi f A'$ . При швидкості різання  $v_p > 2\pi f A'$  вплив амплітудно-частотної характеристики на шорсткість обробленої поверхні покриття практично відсутній і спостерігається тільки монотонна зміна товщини зрізаного шару через зміну сумарного вектору  $\vec{v}$  від напряму вектору окружної швидкості заготовки. Має місце різання з товщиною зрізу, що періодично

змінюється  $a_c = a + \Delta a$ . На шорсткості поверхні це позначається не значно, а деформаційне зміцнення змінюється відповідно до зміни товщини зрізу.

Аналіз схеми стружкоутворення при радіальному віброрізанні показує, що при русі вершини різця у бік деталі глибина різання зростає, а задня поверхня інструменту імпульсно навантажується. При цьому на деталь діє імпульсна сила стискування. Коли рух різця супроводжується зменшенням глибини різання, то під дією передньої поверхні інструменту в оброблюваному матеріалі виникає деформація зсуву. У зоні стружкоутворення діють сили розтягування імпульсного характеру. Товщина стружки в цьому випадку визначається як

$$a_c = (a + A') \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2} - \gamma - \beta_1\right)}{\sin \beta_1} - 2A' \frac{\sin\left(\beta_1 - \frac{\pi}{2} + \gamma\right)}{\sin \beta_1}, \quad (5.12)$$

де  $a$  – товщина зрізаного шару.

Аналіз результатів вимірювання товщини стружки за різних умов вібромеханічного точіння показує (рис. 5.41), що підвищення амплітуди коливань в діапазоні 2,5...5,0 мкм при швидкості різання до 0,10 м/с інтенсивно знижує величину  $a_c'/a_c$ .

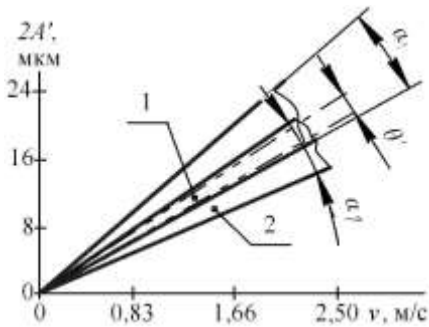


Рис. 5.40. Раціональні значення амплітуди коливань (частота 20 кГц) при обробці покриттів, напилених порошками ПГ-СРЗ (1) і СНГН-50 (2)

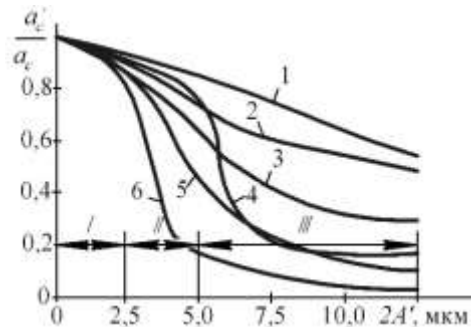


Рис. 5.41. Вплив амплітуди високочастотних коливань на відносну товщину зрізу: 1 –  $v = 1,66$  м/с; 2 – 1,25 м/с; 3 – 0,83 м/с; 4 – 0,4 м/с; 5 – 0,16 м/с; 6 – 0,125 м/с;  $a_c'$  – дійсна товщина стружки;  $a_c$  – розрахункова товщина стружки; 1-5 – зернистість порошку 40; 6 – зернистість порошку 60

Для більш високих швидкостей різання зниження відносної товщини зрізу менш інтенсивно, що пов'язано з впливом швидкості деформації на механізм руйнування покриття, а також співвідношенням амплітуди коливань з середнім розміром напилених частинок. Зміна розміру частинок початкового

порошку впливає на розташування зони інтенсивної зміни відносної товщини стружки – зона II зменшується уздовж осі  $2A'$  прямопропорційно зміні середнього розміру частинок напилюваного порошку. Зони I і III залежать від розташування зони II і характеризуються станом стійкого стружкоутворення. У зоні II має місце перехід від руйнування транскристалітним сколом до інтеркристалітного. З підвищенням швидкості різання при незмінній частоті коливань ефект вібромеханічного різання проявляється слабкіше і залежності  $\frac{a'_c}{a_c} = f(2A')$  стають пологішими. Загальна дія ефекту високочастотних коливань на періодичну зміну товщини стружки зростає при збільшенні амплітуди  $A'$  і зменшенні швидкості різання  $v$ .

Синхронно зі зміною товщини зрізаного шару покриття змінюється глибина деформаційно-зміцненого поверхневого шару покриття (рис. 5.42).

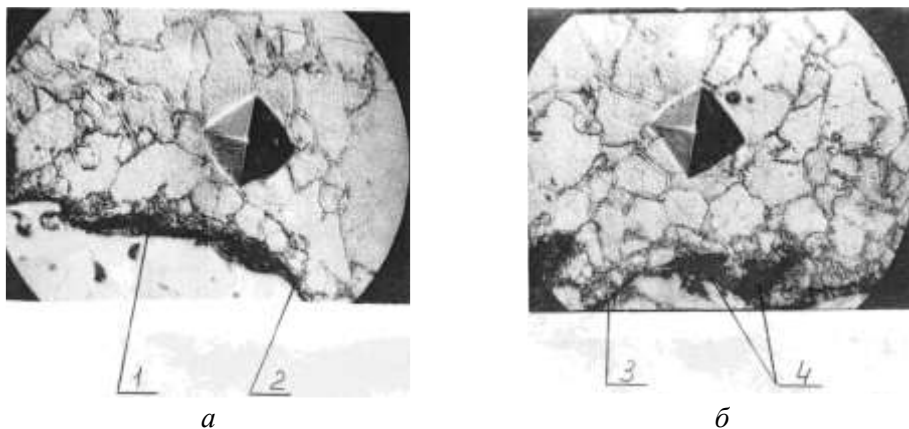


Рис. 5.42. Мікроструктура покриття, напиленого порошком ПГ-СРЗ, після обробки: а – звичайним різанням; б – вібромеханічним точінням (1 – макротріщина; 2 – мікротріщина; 3 – береги тріщини; 4 – пори)

Причиною меншого наклепу поверхневого шару при вібромеханічній обробці є послаблення силового навантаження з боку різального інструменту і акустична активація дислокацій при формуванні стружки. Періодичні хвилі напружень сприяють зменшенню горла мікротріщин і їх можливому «заліковуванню».

Деформаційне зміцнення поверхневого шару основи, як результат процесу напилення, і перехідного шару між основою і покриттям має лінійну залежність від глибини залягання  $h$  (рис. 5.43).

Порівняно із звичайним різанням, при обробці з примусовими високочастотними коливаннями відзначається зниження мікротвердості на 10...15 %, а також спостерігаються деякі особливості в характері залежності

(крива 2), що пов'язано з суперпозицією дії силового і акустичного чинників. Силовий вплив знижується за рахунок зміни характеру руйнування покриття при вібромеханічному різанні – акустичний чинник активує дислокації усередині частинок і в зоні між частинками, по яких і відбувається відділення елементів стружки. Деяке зниження мікротвердості поверхневого шару покриття пояснюється частковим розміщенням із-за локального нагріву на активних центрах контакту «задня поверхня інструменту-поверхня різання».

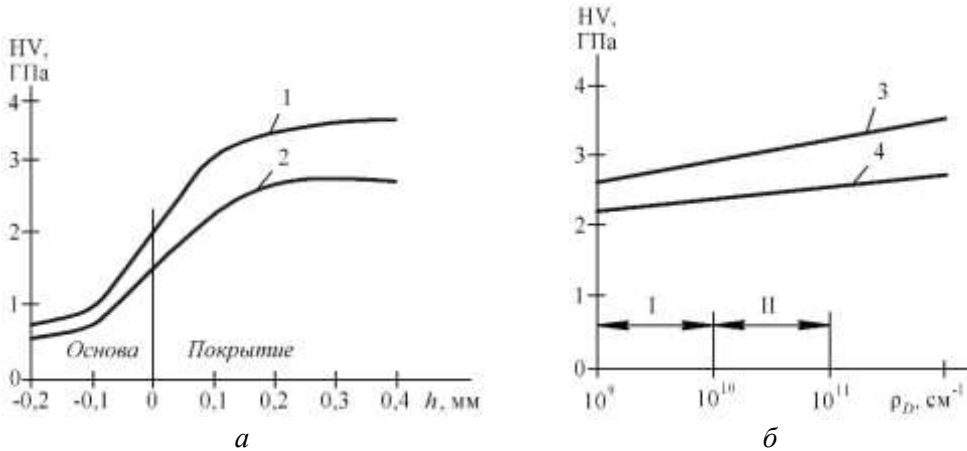


Рис. 5.43. Вплив обробки різанням на характер деформаційного зміцнення: а – зміна мікротвердості по глибині покриття; б – акустична анігіляція мікротвердості покриття; I, II – зони різних швидкостей пластичної деформації; 1, 3 – звичайне різання; 2, 4 – вібромеханічне різання

Дислокаційне поглинання акустичної енергії, що відбувається в середині частинок і в зоні між частинками, реалізується як механізм резонансного типу або механізм амплітудно залежного гістерезису. Найважливішою кількісною характеристикою дислокаційної структури є щільність дислокацій  $\rho_D = L/V$ , де  $L$  – сумарна довжина (см) дислокаційних ліній в об'ємі  $V$ ,  $\text{см}^3$ . Швидкість руху дислокацій під дією сили  $F = \tau b$  визначає суть явища деформаційного зміцнення і корелює з щільністю дислокацій. Так при лезовій обробці конструкційних матеріалів швидкість пластичної деформації  $\dot{\gamma}$  складає  $10^3 \dots 10^5 \text{ с}^{-1}$ , а параметр  $\rho_D$  змінюється в межах  $10^8 \dots 10^{10} \text{ см}^{-2}$ , що відповідає зоні I на рис. 5.39, б. В цьому випадку дислокації ковзають зі швидкістю  $v = \frac{\dot{\gamma} \&}{\rho_D b} \sim 10^{-7} \dots 1 \text{ см/с}$ . При

швидкісному точінні інструментом з ПНТМ швидкість деформації матеріалу покриття зростає до  $10^6 \text{ с}^{-1}$  з відповідним збільшенням щільності дислокацій до  $10^{11} \dots 10^{12} \text{ см}^{-2}$  (зона II на рис. 5.43, б). Циклічні напруження розтягування-стискування призводить до зміни механічних властивостей матеріалу покриття.

Отримані результати пояснюються таким чином. Упродовж одного напівперіоду коливань змінні напруження складається зі статичними, а упродовж іншого – віднімаються. У першому випадку величина сумарних напружень перевищує значення, яке потрібне для підтримки процесу пластичної деформації в звичайних умовах, що дає можливість більшій кількості дислокацій долати перешкоди для їх ковзання і інтенсифікує пластичну деформацію. При звичайному різанні напруження стабілізуються біля середнього значення і дислокації закріплюються на перешкодах. Частина цих перешкод може бути здолана за допомогою додаткової акустичної енергії, еквівалентної за характером дії теплової. Тоді переривчастий рух дислокацій складається з ковзанням з фононним тертям ( $\nu \sim \tau$ ). Нелінійна залежність швидкості руху дислокацій  $\nu$  від діючого напруження  $\sigma$  виникає з кількох причин, пов'язаних із структурою покриттів. По-перше, чим більше величина загальних напружень  $\sigma_{\Sigma}$ , тим менша кількість перешкод в матеріалі зони між частинками може гальмувати рух дислокацій. По-друге, дислокації після звільнення можуть рухатися «вперед-назад», тому що їх швидкість пульсує в полі слабких перешкод, які не можуть зупинити дислокації.

Напружено-деформований стан в системі «покриття-основа» створюється під впливом умов формоутворення покриття, механічній обробці і експлуатації і визначає працездатність відновлених і зміцнених деталей. Головні причини, що призводять до появи внутрішніх залишкових напружень в поверхневому шарі основи, перехідному шарі і шарі покриття: різні величини модулів пружності; різна кристалізаційна будова; особливості структури покриття, його товщина, адгезійно-когезійна характеристика, міцність; особливості дислокаційної будови покриття і деформований стан основи; загальний рівень поверхневої і об'ємної пошкодженості покриття; вірогідність ефекту розміцнення або зміцнення покриття для основи.

Можливість тріщиноутворення в напиленому матеріалі залежить від залишкових напружень в покритті, тому необхідно знати його напружено-деформований стан.

Залишкові напруження формуються при нарощуванні покриття під дією прикладених напружень і температури. Напруження в окремих частинках можуть формуватися внаслідок усадки. При цьому низ частинки формується в стиснених умовах із-за схоплювання з поверхнею основи, а верх – вільно. Якщо не враховувати релаксацію напружень, то загальну оцінку напружень і деформацій в покритті можна виконати за формулами

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \frac{E_s}{1 - \mu_s} [cQ_s (\alpha_s Q_s - \alpha_o Q_o)] \\ \varepsilon &= 2,28 \left( 1 + \frac{h_s E_s}{h_o E_o} \right)^{-2} \cdot \left( \frac{D_s}{d_s} \right)^6 \end{aligned} \right\} \quad (5.13)$$

де  $E_{s,o}$  – модуль пружності;  $\mu_{s,o}$  – коефіцієнт Пуассона;  $\alpha_{s,o}$  – коефіцієнт температурного розширення;  $h$  – товщина покриття;  $D_s, d_s$  – діаметри розплющеної і напилюваної частинки;  $Q_{s,o}$  – температура;  $c$  – питома теплоємність. Індeksi  $s$  і  $o$  відповідають частинці і основі.

При охолодженні і кристалізації частинки на холодній основі зусилля усадки призводять до появи згинальних моментів  $M_{зг}$  і  $M'_{зг}$  відносно точок  $M_{зг}$  і  $M'_{зг}$  (рис. 5.44). При цьому можуть виникати нормальні напруження  $\sigma_{N_{вн}}$  прагнучі відірвати краї частинок від основи, сприяючи їй відшаруванню. Одночасно в частинці формуються дотичні напруження  $\tau_{\beta}$ , спрямовані паралельно поверхні основи і прагнучі розірвати частинку. Вони можуть релаксуватися мікротріщинами. При цьому на контактних майданчиках виникатимуть напруження, які прагнуть не відшарувати краї частинок, а притиснути їх до основи. До залишкових напружень також можна віднести внутрішні напруження, що виникають в частинці із-за утворення в її об'ємі пори. Причиною цього є усадка матеріалу частинки при охолодженні.

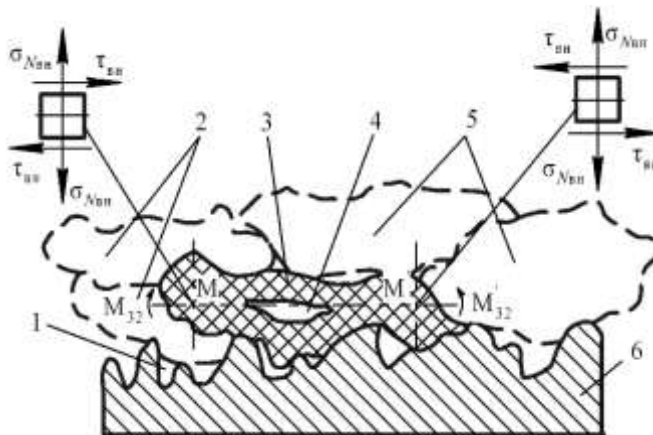


Рис. 5.44. Схема формування залишкових напружень в покритті:  
1 – пори; 2, 3, 5 – частинки покриття; 4 – пора в частинці; 6 – основа

На межі розділу «покриття-основа» при напиленні можуть відбуватися різні хімічні реакції – утворення оксидів, карбідів, боридів, нітриду, інтерметалідів і так далі. Ці реакції протікають при високих температурах і змінюють кристалічні сингонії покриття і матеріалу основи. Відповідно змінюються питомі об'єми і щільність окремих фаз. В результаті протікання цих процесів на межі розділу «покриття-основа» виникає стиснута деформація і відповідний напружений стан.

При нарощуванні покриття поверхня кристалізації рухається по нормалі до основи. Зміна при цьому процесі градієнта температури призводить до теплового розширення системи, яке відбувається в обмежених умовах, що сприяє формуванню напружень в покритті. Різні добавки в покритті, чужорідні включення, межі

частинок, блоків, фазові і структурні перетворення в покритті сприяють поширенню і збільшенню напружень.

Епюри залишкових напружень в поверхневому шарі покриттів залежно від варіантів обробки представлені на рис. 5.45.

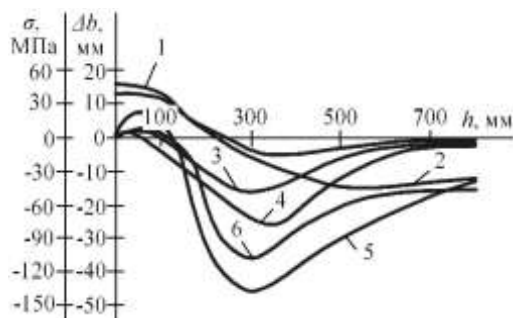


Рис. 5.45. Розподіл залишкових напружень в системах з покриттями, напиленими порошками СНГН-50 (1, 3, 5) і ПГ-СРЗ (2, 4, 6): 1, 2 – після різання інструментом з ПНТМ киборит; 2, 4 – після вібромеханічного точіння; 5, 6 – у вихідному стані

Покриття, напилене порошком СНГН-50, у зв'язку з більш високими механічними властивостями, характеризується великими залишковими напруженнями порівняно з покриттям, напиленим порошком ПГ-СРЗ. У тонкому поверхневому шарі покриттів ( $h < 100$  мкм) після обробки звичайним різанням має місце напруження розтягування. Їх формування пояснюється умовами пластичної деформації при стружкоутворенні – деформаціями зсуву і стискування. При звичайному різанні інструментом з негативним переднім кутом відбувається інтенсивне розтягування підрізцевого шару покриття і утворення зони напружень розтягу. У той же час, на цей процес накладається ущільнення підрізцевого шару покриття від дії задньої поверхні інструменту, як штампу. Поєднання цих двох механізмів пластичної деформації може створювати залишкові напруження як розтягування, так і стискування. Після вібромеханічного точіння в поверхневому шарі покриття переважають напруження стискування.

### 5.3. Вірогідність технологічного забезпечення параметрів стану поверхневого шару деталей з покриттями

Враховуючи гетерогенність структури і властивостей покриттів, при обробці деталей з наплавленим і напиленим поверхневим шаром особливе значення має оцінка вірогідності забезпечення вихідних параметрів процесу обробки.

Як відомо [38], опис і класифікація технологічних рельєфів на основі  $\beta$ -функції є найбільш оптимальним по чутливості і простоті, а параметри  $\beta$ -розподілу ординат дозволяють зробити висновок «про геометричну прийнятність процесу обробки» для конкретної експлуатаційної властивості.

Аналіз сукупностей ординат профілю наплавлених і напилених поверхонь, оброблених інструментом з ПНТМ на основі КНБ, виконаний по діаграмі Пірсона [39], показав, що вони характеризуються  $\beta$ -розподілом (рис. 5.46).

Враховуючи статистичний характер параметрів стану поверхневого шару деталей з наплавленими і напиленими покриттями, прийнявши для їх характеристики  $\beta$ -розподіл, можна оцінити вірогідність технологічного забезпечення параметрів стану поверхневого шару деталей з покриттями.

Для випадкової величини  $x$ , що підкоряється на інтервалі  $[0; 1]$   $\beta$ -розподілу з параметрами  $\gamma$  і  $\eta$ , функція розподілу має вигляд

$$f(x; \gamma; \eta) = \begin{cases} \frac{\partial(\gamma + \eta)}{\partial(\gamma)\partial(\eta)} x^{\gamma-1} (1-x)^{\eta-1} & \begin{cases} 0 \leq x \leq 1; 0 < \gamma, \eta \\ x \notin [0; 1] \end{cases} \\ 0 & \end{cases} \quad (5.14)$$



Рис. 5.46. Діаграма Пірсона. Точкою А відмічено співвідношення показників  $\beta_1$  (відношення асиметрії розподілу до степеня розсіювання) і  $\beta_2$  (відносний показник ексцесу) для сукупності ординат профілю поверхні покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-30Х4Г2М, обробленим інструментом з ПНТМ киборит.

Інтегральна функція  $\beta$ -розподілу (функція вірогідності):

$$F(x, \gamma, \eta) = \begin{cases} 0, & x < 0 \\ \frac{\partial(x + \eta)}{\partial(\gamma)\partial(\eta)} \int_0^x t^{\gamma-1} (1-t)^{\eta-1} dt & 0 \leq x \leq 1. \\ 1, & x > 1 \end{cases} \quad (5.15)$$

Якщо величина  $x$  розподілена згідно з законом  $\beta$ -розподілу на інтервалі  $[\mu_0; \mu_1]$ , відмінному від інтервалу  $[0; 1]$ , те для неї функція щільності розподілу і функція вірогідності відповідно мають вигляд:

$$f(x, \gamma, \eta, \mu_0, \mu_1) = \begin{cases} \frac{1}{\mu_1 - \mu_0} \cdot \frac{\partial(\gamma + \eta)}{\partial(\gamma)\partial(\eta)} \cdot \left(\frac{x - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}\right)^{\gamma-1} \cdot \left(1 - \frac{x - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}\right)^{\eta-1} & \begin{cases} \mu_0 \leq x \leq \mu_1; 0 < \gamma; \\ 0 < \eta \\ x \notin [\mu_0; \mu_1] \end{cases} \\ 0, & \end{cases} \quad (5.16)$$

$$F(x, \gamma, \eta, \mu_0, \mu_1) = \begin{cases} 0, & x < \mu_0 \\ \frac{1}{\mu_1 - \mu_0} \cdot \frac{\partial(\gamma + \eta)}{\partial(\gamma)\partial(\eta)} \cdot \int_{\mu_0}^x \left(\frac{x - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}\right)^{\gamma-1} \cdot \left(1 - \frac{x - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}\right)^{\eta-1} dx, & \begin{cases} \mu_0 \leq x \leq \mu_1; 0 < \gamma; \\ 0 < \eta \\ x > \mu_1 \end{cases} \\ 1, & x > \mu_1 \end{cases} \quad (5.17)$$

Перехід від випадку (5.14), 5.15) до (5.16), (5.17) здійснюється з використанням заміни

$$x' = \frac{x - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}. \quad (5.18)$$

Математичне очікування  $\bar{x}$  дисперсія  $\sigma^2(x)$  і середнє квадратичне відхилення  $\sigma$  випадкової величини  $x$  обчислюється по залежностях

$$\bar{x} = Mx = \mu_0 + \frac{\gamma}{\gamma + \eta} (\mu_1 - \mu_0). \quad (5.19)$$

$$\sigma^2(x) = Dx = M[(x - \bar{x})^2] = (\mu_1 - \mu_0)^2 \frac{\gamma\eta}{(\gamma + \eta)^2(\gamma + \eta + 1)}. \quad (5.20)$$

$$\sigma = (\mu_1 - \mu_0) \frac{1}{\gamma + \eta} \sqrt{\frac{\gamma\eta}{(\gamma + \eta + 1)}}. \quad (5.21)$$

Параметри  $\gamma$  і  $\eta$  виражаються через  $\bar{x}$  і  $\sigma^2(x)$  по залежностях:

$$\eta = \frac{1 - \bar{x}'}{\sigma'^2} [\bar{x}'(1 - \bar{x}') - \sigma'^2]. \quad (5.22)$$

$$\gamma = \frac{\bar{x}'\eta}{1 - \bar{x}'}. \quad (5.23)$$

Щоб перейти від "безрозмірних" величин  $\bar{x}'$  і  $\sigma'^2$  до "розмірних"  $\bar{x}$  і  $\sigma^2$  (тобто до величин, що відповідають значенням  $x$ , розподіленим на відрізок  $[\mu_0; \mu_1]$ ), треба замість  $\bar{x}'$  і  $\sigma'^2$  підставити вирази для їх визначення

$$\bar{x}' = \frac{\bar{x} - \mu_0}{\mu_1 - \mu_0}. \quad (5.24)$$

$$\sigma'^2 = \frac{\sigma^2}{(\mu_1 - \mu_0)^2}. \quad (5.25)$$

З приведених вище формул виходить, що якщо задані межі зміни випадкової величини  $x - [\mu_0; \mu_1]$ , ( $x \notin [\mu_0; \mu_1]$ ), а також її математичне очікування  $\bar{x}$  і дисперсія  $\sigma^2$ , то можна визначити параметри  $\gamma$  і  $\eta$   $\beta$ -розподілу.

Вірогідність того, що випадкова величина  $x \leq B$ , рівна

$$P(x \leq B) = F(B). \quad (5.26)$$

Вірогідність попадання значення  $x$  в інтервал  $[A, B]$  при  $A < B$

$$P(A \leq x \leq B) = P(x \leq B) - P(x \leq A). \quad (5.27)$$

Оскільки  $P(x \leq B) = F(B)$  і  $P(x \leq A) = F(A)$ , отримуємо

$$P(A \leq x \leq B) = F(B) - F(A). \quad (5.28)$$

Якщо  $A = \bar{x} - \varepsilon^*$  і  $B = \bar{x} + \varepsilon^*$  то вірогідність попадання величини  $\bar{x}$  у діапазон  $\varepsilon^*$

$$P(\bar{x} - \varepsilon^* \leq x \leq \bar{x} + \varepsilon^*) = F(\bar{x} + \varepsilon^*) - F(\bar{x} - \varepsilon^*). \quad (5.29)$$

Враховуючи наявність при лезовій обробці покриттів системи випадкового збудження, технологічне забезпечення параметрів стану поверхневого шару реалізується з деякою вірогідністю. Приймаючи в якості  $\varepsilon$  допустиму зміну параметрів стану поверхневого шару, залежність (5.33) дозволяє визначити вірогідність забезпечення заданих величин параметрів шорсткості поверхні, напруженого стану поверхневого шару, його зміцнення і так далі.

Для цієї мети можуть бути використані початкові дані для регресійних залежностей. Приймаючи параметри розподілу в кожному з  $N$  дослідів (з  $n$  повторами) однаковими, за експериментальними даними ( $Y_i$ ) визначаються параметри  $\gamma$  і  $\eta$   $\beta$ -розподілу для коефіцієнтів регресії  $b_i$  і  $b_{ij}$  і, з врахуванням поля допуску  $\varepsilon$ , по залежності (5.33) визначається вірогідність попадання в нього досліджуваного параметра стану поверхневого шару.

$$\kappa = \arctg \left( \frac{n_B S m_w}{\pi D_d} \right), \quad (5.30)$$

де  $\kappa$  – кут відхилення поперечної хвилі багатохідної гвинтової спіралі;  $n_B$  – числом заходів гвинтової спіралі;  $S m_w$  – крок хвилі поперечної шорсткості;  $D_d$  – діаметр деталі.

**Покриття, наплавлене газополуменевим наплавленням хромонікелевим порошком ПГ-10Н-01 (56–58 HRC)**

Моделі, які визначають характер залежності кроку хвилі поперечної шорсткості  $Sm_w$ , середньоарифметичного відхилення профілю  $Ra$ , твердості HRC, ступені зміцнення поверхневого шару  $U$ , від різних факторів різання з нагріванням, отриманих при обробці результатів експериментів

$$Sm_w = 1,4070 - 0,2564x_1 - 0,2753x_2 - 0,0577x_3 + 0,2000x_1x_2 - 0,0125x_1x_3 - 0,0250x_2x_3 + 0,0885x_1^2 + 0,0354x_2^2 + 0,0001x_3^2, \quad (5.31)$$

$$Ra = 8,5533 - 1,5406x_1 - 3,9896x_2 - 0,4925x_3 + 2,0000x_1x_2 - 2,0000x_1x_3 - 0,5000x_2x_3 + 0,5997x_1^2 + 1,3072x_2^2 + 0,4228x_3^2, \quad (5.32)$$

$$HRC = 55,6912 + 1,4441x_1 + 2,1295x_2 + 0,7354x_3 - 0,6250x_1x_2 + 0,6250x_1x_3 - 1,1250x_2x_3 - 0,6325x_1^2 - 0,6325x_2^2 - 0,4557x_3^2, \quad (5.33)$$

$$U = 2,5141 + 0,5734x_1 + 0,7592x_2 + 0,8246x_3 - 0,1988x_1x_2 - 0,1563x_1x_3 - 1,2063x_2x_3 - 0,1369x_1^2 + 0,1868x_2^2 - 0,8055x_3^2. \quad (5.34)$$

Моделі адекватні при наступних умовах: інструмент із твердого сплаву Т15К6; умови обробки: сила струму  $I = 25 \dots 95$  А ( $x_1$ ), подача  $S = 0,1 \dots 0,7$  мм/об ( $x_2$ ), швидкість різання  $v = 0,9 \dots 7,1$  м/с ( $x_3$ ), глибина різання  $t = 0,15$  мм, кути заточування  $\gamma_3 = 27^\circ$ ,  $\alpha_3 = 12^\circ$ , кути встановлення різця  $\phi_y = 22^\circ$ ,  $\beta_y = 24^\circ$ , діаметр отвору сопла плазмотрона  $d_c = 3,2$  мм, відстань до плазмотрона  $h_n = 12$  мм, відстань від місця нагрівання до інструмента  $L = 60$  мм, витрати плазмоформуючого газу  $G_n = 35 \dots 40$  л/хв, напруження плазмової дуги  $U = 120$  В.

**Покриття, наплавлене плазмовим наплавленням хромонікелевим порошком ПГ-СР4 (60–62 HRC)**

Моделі, які визначають характер залежності кроку хвилі поперечної шорсткості  $Sm_w$ , середньоарифметичного відхилення профілю  $Ra$ , твердості HRC, ступені зміцнення поверхневого шару  $U$ , від різних факторів процесу ротаційного різання з нагріванням, отримані при обробці результатів експериментів

$$Sm_w = 0,6425 + 0,0350x_1 - 0,0517x_2 - 0,0726x_3 + 0,0392x_4 - 0,0259x_5 + 0,0413x_1x_2 + 0,0150x_1x_3 - 0,0175x_1x_4 - 0,0163x_1x_5 + 0,1000x_2x_3 - 0,1275x_2x_4 - 0,0213x_2x_5 - 0,1138x_3x_4 + 0,0275x_3x_5 - 0,0500x_4x_5 + 0,0585x_1^2 - 0,1633x_2^2 + 0,0709x_3^2 + 0,0909x_4^2 + 0,0572x_5^2, \quad (5.35)$$

$$Ra = 4,6338 + 2,2731x_1 - 1,9168x_2 + 1,0921x_3 - 1,1388x_4 - 1,0304x_5 - 0,2369x_1x_2 + 0,7306x_1x_3 - 3,0519x_1x_4 - 1,3719x_1x_5 - 0,3419x_2x_3 + 0,5406x_2x_4 - 0,2194x_2x_5 + 0,1869x_3x_4 + 1,1944x_3x_5 + 0,0994x_4x_5 + 1,5926x_1^2 + 0,1869x_2^2 + 0,3309x_3^2 + 1,8098x_4^2 + 0,7739x_5^2, \quad (5.36)$$

$$\text{HRC} = 61,7098 - 1,6055x_1 - 0,4379x_2 + 0,5630x_3 + 1,1051x_4 + 0,1043x_5 + \quad (5.37)$$

$$+ 0,2813x_1x_2 + 0,2813x_1x_3 + 0,5938x_1x_4 + 0,2813x_1x_5 - 0,7813x_2x_3 + \\ + 0,4063x_2x_4 + 0,4688x_2x_5 - 0,2188x_3x_4 + 0,7188x_3x_5 - 0,2188x_4x_5 - \\ - 1,3123x_1^2 - 1,2551x_2^2 - 1,0003x_3^2 - 1,7491x_4^2 - 1,0627x_5^2$$

$$U = 2,9516 - 0,6901x_1 - 0,1722x_2 + 0,6134x_3 + 0,7318x_4 - 0,0179x_5 - \quad (5.38)$$

$$- 0,0944x_1x_2 + 0,1069x_1x_3 - 0,2631x_1x_4 + 1,3831x_1x_5 - 0,0531x_2x_3 - \\ - 0,2306x_2x_4 - 0,4469x_2x_5 - 0,4094x_3x_4 + 0,2869x_3x_5 + 0,4494x_4x_5 - \\ - 1,0386x_1^2 + 0,0160x_2^2 + 0,0547x_3^2 - 0,6267x_4^2 - 0,4171x_5^2$$

Моделі адекватні при наступних умовах: інструмент з твердого сплаву Т15К6; умови обробки: сила струму  $I = 60 \dots 140$  А ( $x_1$ ), відстань від місця нагрівання до інструмента  $L = 40 \dots 80$  мм ( $x_2$ ), подача  $S = 0,097 \dots 0,520$  мм/об ( $x_3$ ), швидкість різання  $v = 0,9 \dots 4,5$  м/с ( $x_4$ ), глибина різання  $t = 0,05 \dots 0,25$  мм ( $x_5$ ), кути заточування  $\gamma_3 = 27^\circ$ ,  $\alpha_3 = 12^\circ$ , кути встановлення різця  $\phi_y = 22^\circ$ ,  $\beta_y = 24^\circ$ , діаметр отвору сопла плазмотрона  $d_c = 3,2$  мм, відстань до плазмотрона  $h_{\text{п}} = 12$  мм, витрати плазмоформуючого газу  $G_{\text{п}} = 35 \dots 40$  л/хв, напруження плазмової дуги  $U = 120$  В.

#### **Покриття, наплавлене вібродуговим наплавленням дротом Нп-65Г (45–50 HRC)**

Моделі, що визначають залежність кроку хвилі поперечної шорсткості  $Sm_w$ , середньоарифметичного відхилення профілю  $Ra$ , твердості HRC, ступені зміцненні поверхневого шару  $U$ , від різних технологічних факторів процесу різання з нагріванням, отриманих по результатам експериментів

$$Sm_w = 1,1296 + 0,0505x_1 + 0,0505x_2 + 0,0021x_3 + 0,0029x_4 + \\ + 0,0019x_1x_2 + 0,0019x_1x_3 + 0,0081x_1x_4 + 0,0019x_2x_3 + 0,0081x_2x_4 + \quad (5.39)$$

$$- 0,0019x_3x_4 + 0,0258x_1^2 + 0,0233x_2^2 + 0,0134x_3^2 + 0,0159x_4^2 \\ Ra = 7,5541 + 0,4128x_1 + 0,1551x_2 - 0,1543x_3 + 0,0626x_4 + 0,0413x_1x_2 \quad (5.40)$$

$$+ 0,0813x_1x_3 - 0,3063x_1x_4 - 0,3438x_2x_3 + 0,1438x_2x_4 + 0,14388x_3x_4 + \\ + 0,2609x_1^2 + 0,3233x_2^2 + 0,2059x_3^2 + 0,1735x_4^2$$

$$\text{HRC} = 45,6960 - 0,8757x_1 + 1,6263x_2 + 0,2085x_3 + 0,4587x_4 + \quad (5.41)$$

$$+ 0,6875x_1x_2 + 0,6875x_1x_3 + 0,0625x_1x_4 + 0,0625x_2x_3 + 0,6875x_2x_4 + \\ + 0,6875x_3x_4 + 0,7552x_1^2 + 0,8800x_2^2 + 0,7552x_3^2 + 0,5056x_4^2$$

$$U = 6,6830 - 0,4445x_1 - 0,1710x_2 + 0,1234x_3 + 0,1268x_4 - 0,2675x_1x_2 + \quad (5.42)$$

$$+ 0,0113x_1x_3 + 0,0388x_1x_4 - 1,0338x_2x_3 - 0,0228x_2x_4 + 0,1950x_3x_4 + \\ + 0,0622x_1^2 + 0,2519x_2^2 + 0,1246x_3^2 + 0,1171x_4^2$$

Моделі адекватні при наступних умовах: інструмент із твердого сплаву Т15К6; умови обробки: сила струму  $I = 60 \dots 140$  А ( $x_1$ ), відстань від місця нагрівання до інструмента  $L = 40 \dots 80$  мм ( $x_2$ ), подача  $S = 0,097 \dots 0,520$  мм/об ( $x_3$ ), швидкість різання  $v = 0,9 \dots 4,5$  м/с ( $x_4$ ), глибина різання  $t = 0,2$  мм, кути заточування  $\gamma_3 = 27^\circ$ ,

$\alpha_3 = 12^\circ$ , кути встановлення різця  $\varphi_y = 22^\circ$ ,  $\beta_y = 24^\circ$ , діаметр отвору сопла плазмотрона  $d_c = 3,2$  мм, відстань до плазмотрона  $h_{п1} = 12$  мм, витрати плазмоформуєчого газу  $G_{п1} = 35 \dots 40$  л/хв, напруження плазмової дуги  $U = 120$  В.

На рис. 5.43 представлені деякі приклади оцінки вірогідності технологічного забезпечення параметрів стану поверхневого шару деталей з покриттями.

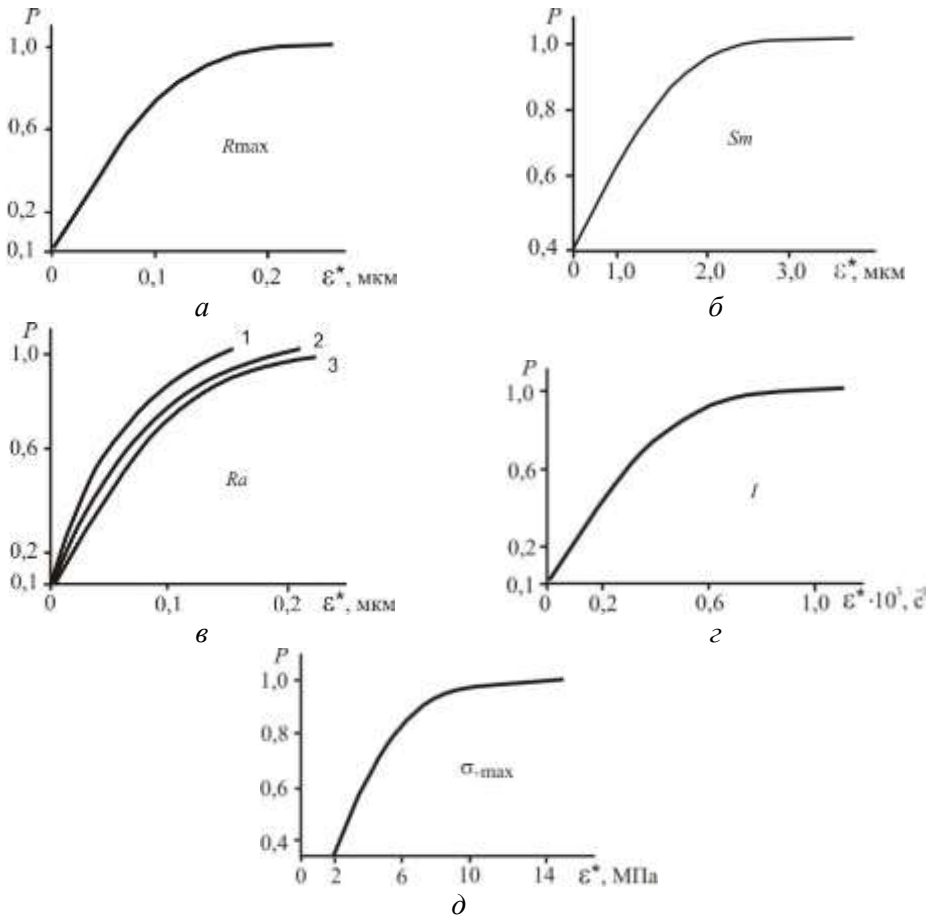


Рис. 5.43. Вірогідність технологічного забезпечення при точінні інструментом з ПНТМ киборит параметрів шорсткості поверхні (а-в), величини екзотока з поверхні (г), і максимальної величини залишкових напружень розтягу в поверхневому шарі (д) покриття, наплавленого дротом ПП-Нп-25Х5ФМС (а, б, г, д) і напилених порошками ПГ-СР4 (1), ПР-Н7Х10С3Р3 (2), ПН85ТЮ (3) (в)

Залежно від величини допуску  $\varepsilon^*$  на зміну  $i$ -го параметра стану поверхневого шару покриттів після обробки вірогідність його забезпечення

змінюється в широких межах. При  $\varepsilon^* = 5...15\%$  від номінального значення параметра для характеристик шорсткості поверхні – це 0,4...0,9, для показників фізичного стану – 0,6...1,0.

#### 5.4. Технологічна спадковість при обробці покриттів

Проблема управління технологічними процесами виготовлення і ремонту деталей машин зазвичай обмежується рамками окремих операцій. Проте для забезпечення якості виробів необхідно всебічно розглядати весь процес виготовлення і експлуатації деталей, враховуючи явище технологічної спадковості. Це означає, що усі операції і їх технологічні переходи необхідно розглядати не ізольовано, а у взаємозв'язку, оскільки остаточні характеристики виробів формуються усім комплексом технологічного впливу і змінюються при експлуатації [11].

Починаючи з моменту створення заготовки і закінчуючи наданням їй необхідних розмірів і властивостей, виріб проходить через ряд станів, що характеризуються комплексом параметрів. Будь-який технологічний процес призводить до зміни цих параметрів і може бути представлений траєкторією точки, яка рухається в  $(n+1)$ -мірному просторі станів від початкового до остаточного. У будь-який час стан об'єкта визначається кінцевим числом властивостей  $x_1, \dots, x_i, \dots, x_n$ . Будь-який стан при цьому повинен розглядатися як результат станів, які мали місце раніше.

Різні траєкторії є різними технологічними процесами і умовами подальшої експлуатації об'єкта. Тому кожен процес і конкретні умови вимагається розглядати з урахуванням тимчасової історії зміни параметрів якості об'єкту. Крім того, необхідно розглядати створення технологічними процесами синергетичних ефектів, загальний вплив яких перевищує суму впливів окремих явищ. Створення синергетичних ефектів є важливим резервом можливостей управління властивостями об'єктів.

Будь-який об'єкт виробництва знаходиться в різноманітних зв'язках і взаємодіях з об'єктами, що оточують його, і протікаючими явищами. Всяке явище визначається умовами його реалізації. Розгляд явища в розвитку пов'язаний з поняттям спадковості.

Під спадковістю в технології машинобудування розуміється явище перенесення властивостей оброблюваного об'єкту від попередніх операцій і переходів до наступних, яке надалі дається взнаки на експлуатаційних властивостях деталей машин.

Носіями спадкової інформації є матеріал і поверхневий шар деталей з усією різноманітністю їх параметрів. Носії інформації активно беруть участь в технологічному процесі, переходячи через різні операції і переходи під впливом технологічних чинників. У технологічному ланцюжку існують так звані «бар'єри». Деякі технологічні чинники не можуть здолати ці «бар'єри» і у такому

разі вони не впливають на кінцеві властивості об'єкту. Інші чинники такі «бар'єри» проходять, але при цьому значно втрачають свою початкову силу і впливають на кінцеві властивості об'єкту відносно слабо.

Найбільш суттєвим «бар'єром» є термічні операції, а також операції, що супроводжуються поверхневою деформацією і зміцненням, що пов'язано зі зміною мікроструктури оброблюваного матеріалу, мікрогеометрії поверхні, що призводить до зміни форми деталі. При цих операціях різні дефекти поверхні, такі як структурна неоднорідність, пори, мікротріщини, можуть розвиватися або «заліковуватися».

Технологічною спадковістю можна управляти, для того, що б властивості, що позитивно впливають на якість деталі, зберегти або посилити впродовж усього технологічного процесу, а властивості, що впливають негативно – ліквідувати або ослабити.

Технологічний процес за наявності негативного впливу технологічної спадковості повинен будуватися так, щоб на початкових операціях робота проводилася з відносно великим спадкоємством властивостей, а на кінцевих – з малим. Це відповідає економічним вимогам доцільності інтенсивнішої ліквідації негативних властивостей на початкових операціях, вартість проведення яких значно нижча вартості кінцевих операцій технологічного процесу.

Початкові показники якості деталей машин в процесі експлуатації змінюються (рис. 5.44, [11]). У більшості випадків вже в період припрацювання істотно змінюється структура матеріалу поверхневого шару і шорсткість поверхні деталей, а хвилястість і геометрична форма поверхні тертя залишаються в межах допустимих значень практично до кінця служби деталі. Залишкові напруження і структура основи деталі можуть зберігатися до повного руйнування поверхонь тертя.

На відміну від виготовлення деталей, при їх відновленні явище спадковості включає також і експлуатаційну спадковість, тобто перенесення властивостей деталей, отриманих в результаті впливу на них різних процесів при експлуатації, на властивості відновлених деталей.

Залишкового впливу руйнівних процесів для більшості деталей уникнути в період їх відновлення неможливо, тому вони позначаються на якості окремих технологічних операцій і кінцевій якості відновлених деталей.

Забруднення деталей машин поверхнево-активними речовинами знижує поверхневу енергію покриття, сприяє пластичному диспергуванню поверхні деталей. Положення ускладнюється тим, що на відновлення поступають різні за якістю деталі. Тому в технологічному процесі мають бути передбачені операції, що знижують вплив експлуатаційної спадковості на якість подальших операцій, таких як очищення забруднень, видалення корозії, дефектного шару та ін.

Для оцінки впливу технологічної спадковості на зміну параметрів деталі використовується залежність:

$$\Psi_{\text{в}} = a * \Psi_{\text{поч}}^{b*}, \quad (5.43)$$

де  $\Psi_B$  – значення параметра якості для кінцевої операції;  $\Psi_{поч}$  – значення того ж параметра для початкової операції;  $a^*$  і  $b^*$  – коефіцієнти технологічної спадковості, визначувані на основі багатофакторного аналізу з отриманням рівнянь регресії.

Показник якості виготовлення	Період процесу зношування		
	припрацювання	нормальне зношування	прискорене зношування
Точність форморозмірів			
Хвилястість			
Шорсткість			
Залишкові напруження			
Структура матеріалу основи			
Структура поверхневого шару			

Рис. 5.44. Схема зміни початкових показників стану поверхневого шару деталі в процесі експлуатації (заштриховані ділянки характеризують тривалість збереження початкових значень параметрів у межах допустимих відхилень):  
*A* – вихід деталі з ладу; *B* – повне руйнування поверхні

Вірогідність отримання заданого  $i$ -го параметра стану поверхневого шару відновленої деталі з врахуванням технологічної спадковості визначається по залежності

$$P_i(t) = P_i^2 \left[ 1 - k_{пд}(1, k; 2, k) \cdot (1 - P_i^1(t)) \right], \quad (5.44)$$

де  $P_i^1$  і  $P_i^2$  – вірогідність отримання заданого  $i$ -го параметра для першої і другої операції відповідно;  $k_{пд}(1, k; 2, k)$  – коефіцієнт передачі дефекту з першої операції на другу по  $i$ -му параметру.

Коефіцієнт передачі дефекту характеризує стохастичний зв'язок операцій і дозволяє оцінити практичну значущість і необхідність обліку цього зв'язку в розрахунку надійності.

Явище технологічної спадковості існує для усіх матеріалів, використовуваних в процесі відновлення. Наприклад, початкова структура і властивості металевих порошків для нанесення покриттів залежно від способу відновлення можуть наслідуватися на поверхні деталі або істотно змінюватися. При нанесенні покриттів в температурному режимі (0,40...0,95)  $Q_{пл}$ , де  $Q_{пл}$  – температура плавлення порошкового матеріалу, наприклад при електроімпульсному припіканні, параметри якості матеріалу зберігаються такими, якими вони були в умовах виробництва порошку. В шарах, отриманих розплавленням порошкоподібних матеріалів, відмічені параметри для багатьох видів порошків зберігаються не повністю.

З урахуванням впливу всього циклу виготовлення або відновлення деталі на її експлуатаційні властивості запропонований алгоритм, відповідно до якого за необхідними експлуатаційними властивостями рекомендуються значення параметрів стану поверхневого шару готової деталі і формується технологічний процес виготовлення або відновлення, що забезпечує відмічені параметри, призначаються режими різання, характеристики інструменту і пристосувань, марка ЗОТС, що забезпечують необхідні параметри стану поверхневого шару початкової деталі і напівфабрикату на кожному етапі обробки.

Технологічний алгоритм включає наступні етапи:

- умовам експлуатації елементарних поверхонь деталі встановлюються вимоги до стану поверхневого шару деталі;
- по математичних моделях або базах даних по необхідному стану поверхневого шару призначаються режими обробки, інструмент, пристосування, ЗОТС для реалізації кінцевої обробки деталі;
- за параметрами стану поверхневого шару визначаються режими обробки, інструмент, пристосування, ЗОТС, необхідні для реалізації попередньої операції (переходу) обробки.

## Розділ 6

### ПРАКТИЧНИЙ ДОСВІД ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ З ПОКРИТТЯМ

Застосування в промисловості перспективних технологій, таких як точіння інструментами, оснащеними твердими сплавами і ПНТМ, гібридні технології [15, 40, 41] – обробка інструментом, що обертається, з попереднім нагрівом зрізаного шару, з накладенням на інструмент високочастотних коливань, дозволяють забезпечити високу продуктивність процесу формоутворення деталей з наплавленими і напиленими робочими поверхнями, досягти значного підвищення стійкості інструменту, отримувати деталі необхідної точності і з необхідною якістю оброблених поверхонь, розширити номенклатуру функціональних матеріалів і підвищити довговічність виробів.

#### 6.1. Токарна обробка наплавлених і напилених деталей інструментом з ПНТМ

##### 6.1.1. Обробка напилених деталей нафтопромислового устаткування

Один з перспективних напрямів відновлення і зміцнення деталей нафтопромислового устаткування – газотермічне напилення зносостійкими покриттями (рис. 6.1).

На ремонтних підприємствах найбільш поширеним методом обробки деталей з покриттями є точіння. Проте, як показав досвід, використання в цих випадках традиційного твердосплавного інструменту не завжди забезпечує необхідну продуктивність і якість поверхні оброблених деталей. Тому завдання інтенсифікації токарної обробки напилених поверхонь, зокрема шляхом підбору інструментального матеріалу, дуже актуальне.



*Рис. 6.1. Торець і посадочний отвір направляючого апарату погрузного відцентрового насоса (розріз деталі), відновлені методом газополуменевого напилення порошком ПР-Н80Х13С2Р ( $HV = 5,3 \dots 6,9$  ГПа)*

При виборі матеріалу інструменту для обробки напилених деталей використовувалися різці, оснащені змінними багатограними пластинами з

твердого сплаву ВК8, різальною мінералокерамікою ВОК71, а також ПНТМ композит 01, композит 10 і киборит. Використовувалися інструменти з пластинами круглої і квадратної форм. Точіння проводилося без застосування ЗОТС. За критерій стійкості інструменту бралася ширина фаски зносу по задній поверхні різця 0,4 мм або поява викришування на різальних кромках.

Аналіз результатів випробувань гамми різців, оснащених різними інструментальними матеріалами (табл. 6.1), показує, що для обробки деталей, напилених покриттями високої твердості доцільно використати різальний інструмент з ПНТМ. Твердий сплав і мінералокераміка в цьому випадку практично неефективні. Найкращі результати отримані у разі застосування ПНТМ киборит. В порівнянні з іншими ПНТМ він забезпечує збільшення продуктивності до 10 разів і стійкості в 2 рази при практично однаковій шорсткості обробленої поверхні.

Таблиця 6.1. Показники процесу обробки напилених деталей\*

Матеріал різця	Режими різання			Продуктивність мм <sup>3</sup> /хв	Кількість оброблених деталей	Шорсткість поверхні Ra, мкм
	v м/с	S мм/об	t мм			
<b>Підрізування торця</b>						
Твердий сплав - ВК8	0,16	0,126	0,25	300	12	2,2...3,0
Кераміка - ВОК60	0,82	0,06	0,25	700	1	2,8...3,2
- ВО13	0,82	0,06	0,25	700	1	2,8...3,3
<b>ПНТМ</b>						
- композит 01	1,04	0,06	0,3	1100	17	2,8...3,1
- композит 10	1,04	0,06	0,3	1100	20	2,6...3,4
- киборит	1,04	0,12	1,5	11300	40	2,4...3,6
<b>Розточування отвору</b>						
Твердий сплав - Т5К10	0,12	0,034	1,5	300	15	–
ПНТМ - киборит	0,85	0,06	0,5	1500	120	1,1...1,7

\*Покриття порошком ПР-Н80Х13С2Р, газотермічне напilenня. Твердість – HV 5,3...6,9 ГПа.

Необхідно відмітити, що шорсткість напиленої поверхні, обробленої твердосплавним різцем, істотно вище, ніж оброблена інструментом з ПНТМ, на ній спостерігаються борозни і риси.

На ремонтних підприємствах при обробці деталей насосів типу ЦНС, відновлених методом плазмового напilenня порошком ПГ-СРЗ, що забезпечує отримання покриття твердістю 47...50 HRC, застосовуються різці з

твердого сплаву ВК8. Внаслідок значної твердості покриття продуктивність обробки за базовою технологією низька.

Для інтенсифікації процесу точіння доцільно використати різці, оснащені круглими пластинами з ПНТМ киборит. Геометричні параметри інструменту: передній кут  $-5^\circ$ , задній кут  $5^\circ$ , діаметр пластини 7...19 мм. Результати порівняльних випробувань приведені в табл. 6.2. Різці з ПНТМ забезпечують підвищення продуктивності чорнової (по кірці) і чистової обробки відповідно до 10 і 6 разів, зменшення висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні в середньому на 20 %.

Таблиця 6.2. Результати порівняльних випробувань різців при точінні деталей, відновлених плазмовим напиленням

Матеріал різця	Обробка	Режими обробки			Продуктивність мм <sup>3</sup> /хв	Шорсткість поверхні $Ra$ , мкм
		$v$ м/с	$S$ мм/об	$t$ мм		
Твердий сплав ВК8	чорнова	0,36...0,48	0,080	0,9	1590...2120	–
	чистова	0,36...0,48	0,028	0,2	120...460	1,4...1,7
ПНТМ киборит	чорнова	3,00...4,70	0,040	0,9	6600...20000	–
	чистова	4,80...9,10	0,028	0,2	1600...3000	1,0...1,3

При обробці з великими глибинами різання доцільно використати квадратні різальні пластини.

Проведені дослідження і виробничий досвід показали, що для інтенсифікації токарної обробки відновлених деталей устаткування нафтопромислу доцільно використати інструменти з ПНТМ киборит. Їх застосування при чорновій і чистовій обробці напилених покриттів значно збільшує продуктивність процесу точіння і забезпечує необхідну якість оброблених деталей.

### 6.1.2. Обробка наплавлених деталей металургійного устаткування

Номенклатура відновлюваних і зміцнюваних деталей металургійного устаткування включає валки прокатних станів, конуса і чаші засипних пристроїв, деталі запірної апаратури, правильні ролики і ролики рольгангів, різні вали, осі і ряд інших деталей. Більшість деталей зміцнюють ручним або автоматичним електродуговим наплавленням порошковими дротами або стрічками.

На багатьох металургійних підприємствах використовують електродугове наплавлення порошковими дротами ПП-Нп-35В9Х3СФ (46...52 HRC), ПП-Нп-25Х5ФМС (45...50 HRC), ПП-Нп-30Х4Г2М (52...58 HRC), стрічками ЛС-70Х3НМ (54...56 HRC), ЛС-5Х4В3МФС (45...50 HRC), ПЛ-АН 111 (48...55 HRC), Нл-65Г, плазмове наплавлення порошками ПГ-СР3, ПГ-СР4, ПГ-СР5, пічне наплавлення композиційним матеріалом реліт-мельхіор.

Автоматичне наплавлення сталевих листопрокатних валків застосовують практично на усіх металургійних заводах. Для зносостійкого наплавлення листопрокатних валків використовують сплави різних композицій. Широке застосування знайшла хромовольфрамова сталь 3Х2В8, що наплавляється дротом ПП-Нп-35В9Х3СФ під шаром флюсу АН-20. Використовується також наплавлення теплостійкими сталями 25Х5ФМС, 3Х3В3М3Ф, 3Х4В3Ф та ін.

Широке поширення для зміцнення і відновлення деталей прокатного устаткування знаходять тверді самофлюсівні сплави типу Ni-Cr-B-Si і деякі інші матеріали.

При точінні захисних покриттів високу працездатність мають інструменти, оснащені ПНТМ киборит. У табл. 6.3 приведені орієнтовні режими точіння деяких деталей металургійного устаткування такими різцями. Як видно, інструмент працює в широкому діапазоні режимів різання. При точінні покриття, наплавленого спеченою стрічкою ЛС-70Х3НМ, досягається продуктивність 5...10 см<sup>3</sup>/хв, покриття, наплавленого порошком ПГ-СР4 – 10...20 см<sup>3</sup>/хв.

Таблиця 6.3. Режими точіння деталей металургійного устаткування

Деталь	Матеріал для покриття	Режими різання			Шорсткість поверхні Ra, мкм
		v, м/с	S, мм/об	t, мм	
Ролик рольганга	стрічка ЛС-5Х4В3МФС	0,75...1,2	0,1...0,2	до 1,5	0,70...1,25
Направляючий ролик	порошок ПГ-СР4	1,0...1,8	0,1...0,2	0,5...1,0	0,70...1,25
Таріль ущільнювальна	реліт-мельхіор	0,4...0,6	0,1...0,2	0,1...0,2	1,25...2,50
	стрічка ПЛ-АН 111	0,6...0,8	0,1...0,25	0,2...0,3	1,25...2,50

У ряді виробництв виготовлювальне наплавлення перетворилося на обов'язковий технологічний процес. До них відноситься виготовлення деталей металургійного устаткування, зокрема тарілей і сідел клапанів ущільнювачів безконусних завантажувальних пристроїв доменних печей. Для зміцнення цих деталей, використовують композиційний матеріал реліт-мельхіор або порошкову стрічку ПЛ-АН 111.

Враховуючи, що при чорновій обробці не лімітується наявність слідів на поверхні виробу від переналагодження інструменту, заміна різальної пластини може робитися на будь-якому етапі проходження поверхні деталі, тобто при необхідності можна робити повертання пластини в державці інструменту на 1,5...2,0 мм по периметру.

Умови проведення чистової обробки деталей з покриттям реліт-мельхіор і ПЛ-АН 111 повинні забезпечувати отримання виробу з шорсткістю  $Ra = 2,5$  мкм без зміни різального інструменту упродовж усієї довжини обробки, тобто стійкості різця повинно вистачати на ціле число проходів.

Обробка таких деталей різцями з ПНТМ киборит (точіння і розточування) робиться без охолодження. В табл. 6.4 приведені режими точіння деталей з покриттям, отриманим плазмовим наплавленням порошком ПГ-СР4, інструментом з ПНТМ киборит залежно від стану поверхні.

Таблиця 6.4. Режими точіння деталей з порошковим покриттям ПГ-СР4

Операція	Стан поверхні покриття	Режими різання		
		$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм
Точіння	Кірка	1,0...1,2	0,15	до 1,5
	Основний метал	1,3...1,8	0,10	0,3...0,5
Підрізування торця	Кірка	1,0...1,2	0,10	до 1,5
	Основний метал	1,3...1,8	0,07	0,3...0,5

Застосування інструменту з ПНТМ при обробці відновлених і зміцнених деталей металургійного устаткування дозволяє використати високоефективні методи нанесення і склади покриттів, внаслідок чого істотно підвищити працездатність і довговічність техніки.

### 6.1.3. Обробка автомобільних деталей з покриттям

Знос деталей автомобілів, тракторів і сільськогосподарських машин складає 0,01...10,0 мм. При цьому близько 85 % деталей мають знос до 0,6 мм. Для їх відновлення ефективний застосування методів наплавлення і напилення.

Багато деталей з покриттям обробляються лезовим інструментом. До їх числа відносяться хрестовини, вали, осі, шківни, поршневі пальці, клапани двигунів, штовхачі, деякі корпусні деталі та ін.

Для відновлення хрестовин карданних шарнірів і сателітів диференціала автомобілів і тракторів використовують газотермічне покриття, напилені з оплавленням порошками ПГ-СР2, ПГ-СР3, ПГ-СР4, ПГ-С1, ПГ-УС25, ПГ-10Н-01, ПГ-12Н-01 та ін. На деяких підприємствах хрестовини відновлюють вібро- і електродуговим наплавленням, наплавленням в середовищі  $CO_2$  наплавленними дротами Нп-65Г, Нп-30ХГСА.

В табл. 6.5 приведені режими обробки відновлених хрестовин автомобіля КамАЗ інструментом з ПНТМ киборит. Обробка проводилася різцями з механічним кріпленням різальної частини.

При відновленні деталі «стакан» автомобіля КамАЗ використовують напилення без оплавлення дротом Нп-65Г. Інструмент з ПНТМ дозволяє обробляти до переустановлення пластини тридцять таких деталей. При цьому

використовується кругла різальна пластина, яку можна переустановити до 5-6 разів, а потім використати опорну поверхню в якості різальної, з таким же числом переустановлень.

Таблиця 6.5. Режими обробки хрестовин

Спосіб нанесення покриття, матеріал	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм
Напилення порошком			
- ПГ-10Н-01	0,7...1,0	0,1...0,15	0,5...1,5
- ПГ-12Н-01	1,0...1,5	0,1...0,20	0,5...1,5
- ПГ-СРЗ	0,8...1,6	0,1...0,20	0,5...1,5
Наплавлення дротом Нп-65Г	1,5...2,0	0,1...0,25	0,5...2,0

Інструмент з ПНТМ киборит дозволяє ефективно фрезерувати штовхачі автомобіля КамАЗ, відновлені напиленням.

Деталі кар'єрних самоскидів БелАЗ-549В ефективно відновлюються газополумєневим напиленням з подальшим оплавленням покриттям порошком ПГ-АН9 (48...57 HRC). Напилюються і обробляються як зовнішні, так і внутрішні поверхні деталей. Випробування показали, що інструменти з твердими сплавами при обробці таких покриттів практично непрацездатні. При точінні з  $v = 0,3...0,4$  м/с,  $S = 0,10...0,15$  мм/об,  $t = 0,1$  мм стійкість різців з твердого сплаву ВК8 складає не більше 6...10 хв.

Як видно з табл. 6.6, стійкість інструменту з ПНТМ композит 01 не перевищує 10...20 хв, а при обробці з ударом (розточування отвору в наконечнику тяги рульової трапеції) доводиться значно зменшувати глибину різання, щоб контакт з оброблюваним матеріалом доводився на радіусну частину різця. Інструмент з ПНТМ композит 10 дозволяє працювати з більш високими подачею і глибиною різання, ніж у разі точіння різцями з ПНТМ композит 01, і має більшу стійкість (30...41 хв).

При порівняльній стійкості (30...46 хв) інструмент з ПНТМ киборит забезпечує підвищення продуктивності в порівнянні з ПНТМ композит 10 в 7,5...13,0 разів за рахунок збільшення усіх елементів режиму обробки – швидкості, подачі і глибини різання. У випадку точіння осі сателіта інструментом з ПНТМ киборит продуктивність обробки і стійкість різця, відповідно в 39,0 і 2,5 разу вище, ніж при використанні інструменту з ПНТМ композит 01.

При обробці деталей, що мають неоднакову жорсткість, на верстатах різних типів і на різних операціях працездатність різців з ПНТМ змінюється в значних межах. Так, найбільша стійкість різців з ПНТМ киборит спостерігається при точінні шкворнів самоскида, що пов'язано з високою жорсткістю деталі і верстата, на якому вони оброблялися. Для порівняння випробовували різці, оснащені непереточуваними круглими пластинами з ПНТМ киборит.

Таблиця 6.6. Умови різання і стійкість інструменту при обробці відновлених деталей самоскидів БелАЗ-549

Деталь*	Різець з ПНТМ											
	композит 01				композит 10				киборит			
	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм	$T$ , хв	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм	$T$ , хв	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм	$T$ , хв
1	0,9	0,22	0,4	20	0,9	0,22	0,7	35	1,35	0,3	1,5	120
2	0,45	0,11	0,05	10	0,45	0,14	0,25	35	1,12	0,2	0,5	35
3	0,3	0,11	0,1	20	0,3	0,14	0,25	41	0,95	0,2	0,7	46
4	0,4	0,11	0,1	12	0,4	0,14	0,25	30	1,25	0,2	0,7	30

\*1 – шкворень; 2 – наконечник тяги рульової трапеції; 3 – шток циліндра повороту; 4 – вісь сателіта 1-го і 2-го редукторів.

Обробляли наплавлений шкворень самоскида. Враховуючи особливості точіння круглими пластинами, обробка проводилася з малою глибиною різання:  $t = 0,2$  мм при  $v = 2,5$  м/с,  $S = 0,3$  мм/об. Стійкість інструменту до переустановлення пластини склала 92 хв. Слід зазначити, що при обробці шкворня різцями з ПНТМ композит 01, композит 10 і киборит припуск видалявся відповідно за три, два і один прохід відповідно. Стійкість інструменту з ПНТМ композит 01 і композит 10 забезпечує тільки один прохід, різців з ПНТМ киборит – два-три проходи.

Внаслідок широкого використання на гірничо-збагачувальних комбінатах різної транспортної техніки зарубіжного виробництва є гостра необхідність в розробці технологічних процесів відновлення і механічної обробки її деталей. Для безперебійної роботи японських великовантажних кар'єрних самоскидів марки HD 1200 необхідно робити ремонт і відновлення найбільш зношуваних деталей: штока підвіски, гальмівного барабана, пальця реактивної штанги та ін. Відновлення цих деталей робиться методом електродугового наплавлення дротом ПП-Нп-18Х1Г1М (40...42 HRC). Отримана поверхня має макронерівності 1,5...2,0 мм і значну хвилястість. У наплавленому шарі поблизу від поверхні зустрічаються раковини, неметалічні (флюс, оксиди і так далі) включення. Із-за специфічних умов нанесення і охолодження наплавленого шару, його твердість нерівномірна і змінюється від 34 до 48 HRC.

Застосування порошкового дроту ПП-Нп-18Х1Г1М для відновлення деталей викликає значні труднощі внаслідок низької оброблюваності матеріалу покриття. Так, якщо токарну обробку наплавлених штоків на верстаті мод. 163 здійснювали різцями з твердим сплавом Т15К6 при швидкості різання 0,4...0,5 м/с, подачі 0,10...0,12 мм/об, глибині різання до 2,0...2,5 мм, то стійкість різців складала 25...30 хв і спостерігалися часті поломки інструменту. Ці труднощі з механічною обробкою не дозволяють широко використовувати дріт ПП-Нп-18Х1Г1М, через що доводилося відновлювати деталі дротом Св-08 (НВ = 1,2...1,6 ГПа), що різко скорочує працездатність відновлених деталей.

Завдання продуктивної обробки деталей, наплавлених дротом ПП-Нп-18Х1Г1М, було вирішене при використанні технології точіння відновлених

деталей лезовим інструментом з ПНТМ (рис. 6.2). Так, при обробці штоків підвіски різцями з ПНТМ киборит продуктивність зросла в 3...5 разів за рахунок підвищення швидкості різання до 1,83 м/с і подачі до 0,2 мм/об при колишній глибині різання. Стійкість різців складала 90...120 хв.

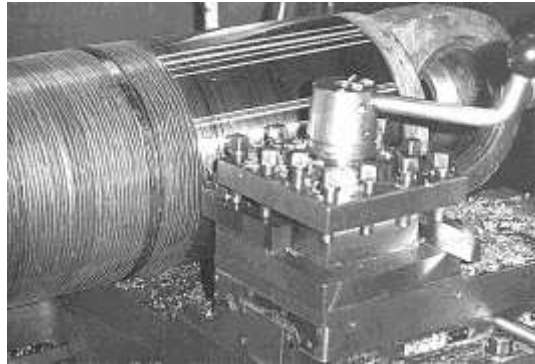


Рис. 6.2. Точіння штока підвіски самоскида HD 1200 інструментом з ПНТМ киборит

У табл. 6.7 приведені геометричні параметри інструменту і параметри режиму різання при точінні ряду відновлених деталей кар'єрного самоскида HD 1200 фірм «Samatzu» (Японія). Обробка проводилася різцями з ПНТМ киборит.

Таблиця 6.7. Режими обробки наплавлених деталей автомобіля HD 1200 інструментом з ПНТМ киборит\*

Оброблювана деталь	Наплавлення	$\phi$ , град	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм
Шток підвіски	дротом ПП-Нп- 18Х1Г1М	35...45	1,4...1,6	0,15...0,25	< 2,0
Піввісь мотор-колесо		35...45	1,4...1,6	0,15...0,25	< 2,0
Торсіонний вал мотор-колеса		35...45	1,4...1,6	0,15...0,25	< 2,0
Палець реактивної тяги		30...40	1,6...2,0	0,07...0,15	< 2,5
Гальмівний барабан	дротом Св08-А	40...60	1,6...2,0	0,15...0,25	< 2,5

\*Геометричні параметри інструменту:  $\alpha = 10...12^\circ$ ;  $\gamma = 5...10^\circ$ ;  $\phi = 15...20^\circ$ ;  $r = 0,3...0,5$  мм.

Випробування різців з ПНТМ і їх експлуатація, при якій було використано більше 700 різальних пластин, показали, що вихід з ладу пластин із-за поломок, сколів нижче, ніж у різців з твердого сплаву Т15К6, і не перевищує 3 %.

Необхідно відмітити, що завдяки високій стійкості інструменту з ПНТМ киборит на робочій поверхні штока відсутні сходинокки, що виникають при

використанні різців з твердого сплаву, оскільки періоду стійкості останніх бракує на один прохід (довжина відновлюваної частини штока 600 мм, діаметр 250 мм). Відсутність сходинок і конусності деталі, що викликані розмірним зносом різця, дозволила зменшити припуск на шліфування і скоротити час на подальшу обробку.

Використання технології точіння різцями з ПНТМ киборит сприяє збільшенню терміну служби штоків підвіски і інших деталей кар'єрних самоскидів при відновленні їх наплавленням дротом ПП-Нп-18Х1Г1М більш ніж в 2 рази.

Однією з головних причин виходу з ладу розподільних і кулачкових валів паливних насосів автотракторних двигунів є знос кулачків. Для їх відновлення використовують покриття, наплавлене порошком ПГ-СР4, що є серйозною проблемою при механічній обробці.

На підставі рекомендацій ІНМ НАН України розроблена технологія і інструмент для обробки наплавленої поверхні кулачків фрезами, оснащеними різальними елементами з ПНТМ киборит. Час фрезерування одного кулачка складає 1,3 хв. Стійкість інструменту – десять розподільних валів трактора ДТ-75М. Після фрезерування шорсткість поверхні  $R_z < 10$  мкм при максимальній похибці профілю кулачка  $\pm 0,2$  мм.

Додаткові випробування показали, що різці з ПНТМ киборит дозволяють успішно обробляти автомобільні деталі, відновлені напиленням з подальшим оплавленням покриттями порошками ПС-12НВК2-01 (65 % ПГ-10Н-01 + 35 % WC), ПГ-СР3, ПГ-СР4, ПГ-ХН80С4Р4, ПН85Ю15, а також напиленням дроту Нп-65Г і іншими матеріалами. Точіння може проводитися як без удару, так і в умовах ударних навантажень.

#### **6.1.4. Обробка деталей з аморфно-кристалічними покриттями**

Результати проведених лабораторних досліджень і виробничих випробувань дозволили розробити рекомендації по точінню деталей машин, відновлених газотермічним напиленням покриттів з аморфно-кристалічною структурою (табл. 6.8).

Інструментами, оснащеними пластинами з ПНТМ киборит, такі покриття обробляються в умовах чорнового і чистового точіння. При чистовій обробці покриттів з високим вмістом аморфної фази і порівняно однорідною структурою досягається шорсткість обробленої поверхні  $Ra 0,52...0,63$  мкм, що, у ряді випадків, дозволяє відмовитися від операції шліфування.

Порівняно з абразивною обробкою чистове точіння покриттів забезпечує підвищення продуктивності обробки в 3-4 рази при збереженні початкового вмісту аморфної фази в широкому діапазоні режимів різання. Крім того, перспективність обробки точінням пов'язана з тим, що процес шліфування супроводжується великими енерго- і трудовитратами.

Таблиця 6.8. Показники процесу точіння газотермічних покриттів\*

Фрактальна розмірність сукупності механічних властивостей покриттів систем Fe-B, Fe-Si-B	Режими різання			Шорсткість поверхні, Ra, мкм	Стійкість інструменту, хв	Продуктивність, см <sup>3</sup> /хв
	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм			
$D_s = 1,2...1,5$ : - чорнове точіння; - чистове точіння	1,5...	0,15...	0,3...	0,7...1,5	120...14	3,5...5,0
	1,7	0,20	0,6	0,5...0,6	0*	1,5...2,2
	1,2...	0,02...	0,2...		60**	
	1,3	0,05	0,4			
$D_s = 1,5...1,85$	1,5... 2,2	0,05... 0,20	0,2... 0,6	1,2...2,7	60...80* *	3,6...5,0

\* $h_3 = 0,40$  мм; \*\* $h_3 = 0,25$  мм.

Використання шліфування при обробці покриттів з аморфно-кристалічною структурою доцільно у разі, коли ставляться особливі умови за якістю обробленої поверхні, недосяжні при точінні.

Оптимальні геометричні параметри інструменту, оснащеного круглими і квадратними непереточуваними різальними пластинами з ПНТМ киборит: передній кут  $\gamma = -10^\circ$ ; задній кут  $\alpha = 10^\circ$ . Різальна пластина за рахунок поворотів забезпечує 8...12 періодів стійкості до повного зносу інструменту. При чистовій обробці зміна різальної пластини або її поворот слід робити досягнувши величини зносу інструменту по задній поверхні  $h_3 = 0,25...0,30$  мм, а в умовах чорнкової обробки –  $h_3 = 0,40$  мм.

Аналізуючи дані досліджень можна зробити висновок, що з підвищенням швидкості різання знижується вплив ступені гетерогенності структури покриттів на інтенсивність зношування інструменту (рис. 6.3). Тому обробку покриттів з неоднорідною структурою доцільно проводити з більшими швидкостями різання, що дозволить підвищити продуктивність обробки і понизити собівартість обробки.

Результати досліджень дозволили виявити наступні особливості процесу точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою: – величина оптимального припуску функціонально залежить від товщини покриття, яка визначається протіканням процесу аморфізації напилюваного матеріалу; – критерієм, що обмежує процес точіння покриттів з вмістом аморфної фази більше 70 %, є гранична потужність різання, перевищення якої призводить до зниження вмісту аморфної фази в покритті; – збільшення від'ємного значення переднього кута більше  $\gamma = -10^\circ$  призводить до інтенсифікації зношування різального інструменту і істотного збільшення висотних параметрів шорсткості

обробленої поверхні; – допустимий знос інструменту з ПНТМ киборит при чистовому точінні покриттів з аморфно-кристалічною структурою нижче, ніж при обробці покриттів аналогічної твердості з кристалічною структурою і складає  $h_3 = 0,25 \dots 0,30$  мм; – при точінні покриттів з вмістом аморфної фази більше 70 % зі швидкостями різання  $v = 1,2 \dots 1,7$  м/с стійкість інструменту з ПНТМ киборит ( $T \approx 60$  хв при  $h_3 = 0,25$  мм) в два рази перевищує стійкість інструменту при обробці покриттів з невисоким вмістом аморфної фази ( $\approx 50$  %); – точіння покриттів з неоднорідною структурою доцільно проводити з великими швидкостями різання.

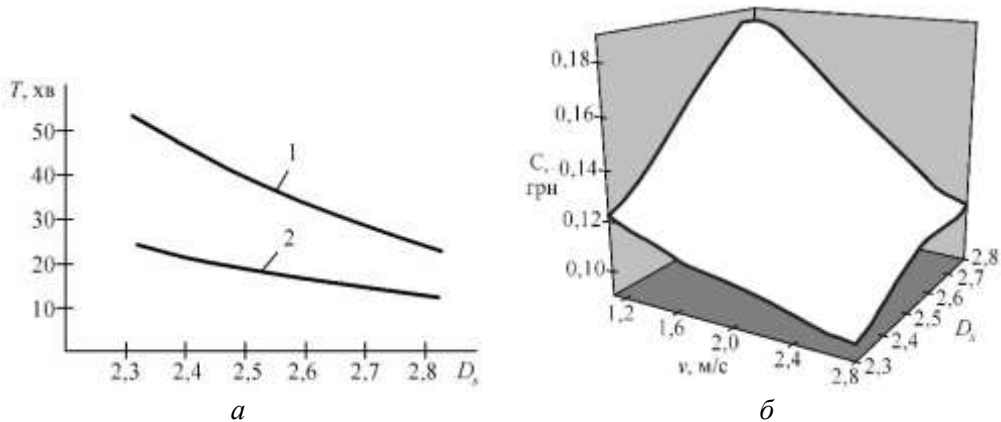


Рис. 6.3. Залежності стійкості інструменту з ПНТМ киборит від величини фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$  покриттів ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,2$  мм;  $v_1 = 1,2$  м/с;  $v_2 = 2,7$  м/с) (а) і собівартості обробки Ц покриттів від величин фрактальної розмірності сукупності механічних властивостей  $D_s$  покриттів і швидкості різання (б)

Як видно з представленого матеріалу, попередня інформація про структуру покриття дозволяє оцінити можливості по його ефективній обробці, забезпеченню необхідних параметрів поверхневого шару, прогнозування стійкості інструменту.

### 6.1.5. Рекомендації по вибору матеріалу для оснащення лезового інструменту, вживаного для обробки покриттів

#### 6.1.5.1. Сфери застосування і матеріали для оснащення різальних інструментів

Для оснащення лезових інструментів, призначених для обробки деталей з покриттями, можуть бути використані різні інструментальні матеріали – тверді сплави, мінералокераміка, ПНТМ. Різальні інструменти можуть оснащатися

змінними багатогранними різальними пластоинами.

Покриття твердістю до 35 HRC нині обробляються інструментом з твердих сплавів груп ТК і ВК. Перспективним є використання безвольфрамкових твердих сплавів, наприклад, НТИМ-3Б (забезпечують підвищення швидкості різання в 1,3...1,4 рази і стійкості інструменту).

При обробці покриття, наплавленого дротом Св08А, інструментами, оснащеними твердими сплавами ВК3М, ВК6, ВК8, Т5К10, Т14К8, Т15К6, Т30К4, ТТ7К12, ТТ7К12 (з покриттям TiN) і мінералокерамікою В3, В0К-60, В0К-71 найбільш працездатні інструменти з твердого сплаву ВК3М при швидкостях різання до 50 м/хв і з мінералокерамікою ВК-60, В0К-71 при більш високих швидкостях різання.

Чорнове точіння твердосплавним інструментом наплавлених деталей забезпечує продуктивність 300...15000 мм<sup>3</sup>/хв.

При точінні деталей, наплавлених під шаром флюсу металом з аустенітною структурою твердістю до 40...42 HRC, вищу працездатність має інструмент, оснащений безвольфрамковим твердим сплавом НТИМ-3Б (стійкість до 50 хв). Інструменти з безвольфрамкових твердих сплавів ТН 20 і КНТ 16 мають стійкість 10...20 хв.

Покриття твердістю до 40...45 HRC обробляються інструментом з твердих сплавів Т15К6, Т5К10, ТТ7К12, ВК6, ВК8 із швидкістю різання ≤ 40...45 м/хв, подачею – 0,15...0,30 мм/об, глибиною різання – 0,5...1,0 мм. Проте стійкість різців в 2-3 рази нижча, ніж при точінні сталі тієї ж твердості.

При обробці інструментом з твердих сплавів наплавлених покриттів твердістю 48...55 HRC доводиться зменшувати швидкість різання до 15...20 м/хв. Стійкість різців при цьому знижується до 20...30 хв. Низька розмірна стійкість твердосплавного інструменту унеможливує кінцеву обробку точінням наплавлених деталей, оскільки не забезпечується виконання вимог по якості обробленої поверхні і точності деталей. Обробку наплавлених покриттів твердістю понад 45 HRC зазвичай роблять шліфуванням.

При твердості покриття понад 40...45 HRC ефективна обробка інструментами з твердих сплавів вкрай ускладнена. Для чорнового точіння покриттів, наплавлених дротами Нп-30ХГСА, Нп-65Г, Нп-60С2, твердістю 45...60 HRC, можуть використовуватися дрібнозернисті тверді сплави марок ВК3-М, ВК6-М. Різці виконують з від'ємними передніми кутами, що забезпечують підвищену міцність робочої частини при точінні «по кірці». Стійкість різців з твердого сплаву ВК3-М в 3-4 рази вище, ніж різців з твердого сплаву ВК8.

При точінні твердих покриттів перспективне застосування інструментів, оснащених ПНТМ на основі КНБ. Високу працездатність показують різці з ПНТМ композити 10, 10Д і киборит. За кордоном найчастіше застосовуються інструменти з ПНТМ ВЗN Compaх, Amborite, Sumiborion та ін. Різці, оснащені цими матеріалами дозволяють видаляти поверхневий шар покриттів зі значними макровідхиленнями

профілю, що разом з неоднорідністю структури і властивостей покриттів призводить до великих динамічних навантажень на різальне лезо. Особливо ефективне застосування інструменту з механічним кріпленням різального елемента в державці.

Інструменти з ПНТМ композит 01 і 02 рекомендуються для тонкого і чистового точіння (переважно без удару) і торцевого фрезерування. Інструменти з ПНТМ композит 10 і двошаровими пластинами з ПНТМ композит 10Д рекомендуються для попереднього і кінцевого точіння з ударом і без удару і торцевого фрезерування. При обробці покриття, наплавленого дротами ПП-Нп-30Х5Г2СМ (52 HRC) і Нп-12Х18Н9Т, стійкість різців з ПНТМ композит 10 в 8-10 разів перевищує стійкість різців з твердого сплаву Т15К6.

При чистовій обробці наплавлених покриттів стійкість різців з ПНТМ композит 10 в 2,0...2,5 разу вище, ніж різців з твердого сплаву ВК3-М. Для різців із сплавів ВК3-М, ВК6-М рекомендуються наступні геометричні параметри:  $\gamma = 10...15^\circ$ ;  $\alpha = 5...8^\circ$ ;  $\varphi = 30...45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 30^\circ$ ;  $r = 3,0$  мм;  $f = 1,5...2,0$  мм, а для різців з ПНТМ композит 01 і композит 10 –  $\gamma = 10...15^\circ$ ;  $\alpha = 8...10^\circ$ ;  $\varphi = 30...45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 10...20^\circ$ ;  $r = 1,0$  мм.

Інструментом з ПНТМ киборит залежно від властивостей міцності покриття можна здійснювати обробку з глибиною різання до 2,0...2,5 мм, і видаляти дефектний поверхневий шар за один прохід. Оптимальна глибина різання при точінні різцями з ПНТМ композит 10 досягає 0,8...1,0 мм. Подальше збільшення глибини різання значно знижує стійкість інструменту. Ймовірно, така різниця в працездатності інструментів визначається тим, що при близьких значеннях твердості модуль пружності у ПНТМ киборит на 23 % вище, ніж у ПНТМ композит 10, а коефіцієнт тріщиностійкості вище на 28 %.

При використанні різців з механічним кріпленням різального елемента державку оснащують шліфованою підкладкою з твердого сплаву під різальний елемент. Це дозволяє уникнути деформації державки під дією сил різання при високій температурі в зоні обробки. Затискну ділянку прихвату бажано також армувати твердим сплавом, що знижує його знос стружкою, що сходить, і значно підвищує надійність роботи інструменту.

Для видалення припуску більше 2,5...3,0 мм можуть бути використані різці з декількома різальними елементами, кожен з яких видаляє припуск в межах 1,0...1,5 мм.

Цілісні різальні елементи круглої форми з ПНТМ можна повертати навколо осі, що збільшує період стійкості інструменту в 5-6 разів, перевертати з метою використання опорної поверхні як передньої поверхні інструменту при повному її зносі з одного боку, послідовно обробляти по діаметру до менших розмірів, що в 20-30 разів збільшує загальний період стійкості інструменту до повного зносу пластини за умови відсутності крихкого руйнування. Початковий діаметр пластини може складати 5,56...25,40 мм.

Для обробки деталей, наплавлених різними матеріалами з мартенситною структурою (порошкові дроти, пружинні дроти, спечені електродні стрічки, порошкові стрічки) і сплавом реліт-мельхіор, найбільш ефективно застосування

інструменту, оснащеного ПНТМ киборит, який забезпечує добрі результати також при обробці різних газотермічних покриттів на основі нікелю, кобальту, заліза.

Застосування різців з ПНТМ киборит для чистової обробки покриттів дозволяє отримувати шорсткість поверхні  $Ra$  0,2...1,0 мкм, що дає можливість у ряді випадків відмовитися від виконання операції шліфування.

У табл. 6.9 приведені узагальнені рекомендації по використанню ПНТМ в інструментах.

Таблиця 6.9. Працездатність інструментів з ПНТМ при точінні покриттів

Покриття	Твердість, HRC	ПНТМ		
		композит 01	композит 10	киборит
Наплавлене	40...48	задовільна	висока	найбільша
	48...55	незадовільна	задовільна	найбільша
	55...60	незадовільна	задовільна	висока
Напилене	40...50	задовільна	висока	найбільша
	50...60	незадовільна	задовільна	найбільша

Ефективність застосування інструменту з ПНТМ зростає зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу, а також у разі обробки матеріалу з абразивними вклученнями, і проявляється у величині швидкості різання, з якою виконується обробка (табл. 6.10).

Порівняльна ефективність застосування різних матеріалів інструментів може бути оцінена з використанням показника  $E$ :

$$E = \left( \frac{h_3}{\tau W} \right) \left( \frac{\tau W}{h_3} \right)_e, \quad (6.1)$$

де  $h_3$  – знос інструменту по задній поверхні;  $\tau$  – час роботи інструменту до досягнення зносу  $h_3$ ;  $W$  – продуктивність обробки; «e» – показники для еталонного інструменту, наприклад з ПНТМ.

У табл. 6.11 вказані значення показника  $E$  для обробки ряду наплавлених і напилених покриттів.

Пропонований показник  $E$  враховує зростання ефекту від застосування матеріалу інструменту за рахунок збільшення стійкості інструменту і продуктивності обробки деталей з наплавленим і напиленим покриттям, тобто враховує зниження собівартості процесу обробки.

Як видно, ефективність застосування інструменту з ПНТМ зростає зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу і залежить від технології формування покриття.

У табл. 6.12 представлені рекомендації по вибору матеріалу інструменту для точіння наплавлених покриттів, розроблені відповідно до класифікації і

позначення наплавлень Міжнародним інститутом зварювання. Треба відмітити, що в рекомендаціях розглядаються наплавлені матеріали твердістю  $\geq 40$  HRC, що пов'язано з можливістю ефективного використання інструменту з ПНТМ.

Таблиця 6.10. Орієнтовні швидкості різання (м/хв) при точінні наплавлених покриттів

Матеріал інструменту		Твердість (HRC) наплавлених матеріалів типу А, В, С, D			
		30...40	40...50	50...60	60...65
Твердий сплав групи	ВК	15...17	11...15	7...11	5...7
	ТК	18...21	14...18	11...14	8...11
	ТТК	21...24	17...21	14...17	12...14
Безвольфрамовий твердий сплав ТН 20		16...18	13...16	11...13	7...11
Мінералокераміка ВОК		30...33	27...30	27	21...24
ПНТМ	композит 01	72...76	66...72	60...66	54...60
	композит 05	78...84	72...78	66...72	60...66
	композит 09	108...120	96...108	96	90
	композит 10	108...120	96...108	90...96	81...90
	киборит	108...120	96...108	90...96	81...90
	томал 10	96...108	90...96	87...90	78...82

Таблиця 6.11. Відносна ефективність обробки покриттів різцями з ПНТМ киборит і з твердого сплаву Т15К6

Тип покриття	Покриття	HRC	Показник E
Наплавлене	дротом ПП-Нп-18Х1Г1М	38...42	16,2
	дротом ПП-Нп-35В9Х3СФ	44...48	24,2
	дротом Нп-65Г	45...52	25,4
	стрічкою ЛС-5Х4В3МФС	52...55	36,0
Напилене	порошком ПГ-СР3	47...52	17,3
	порошком ПГ-10Н-01	54...60	24,3

Таблиця 6.12. Рекомендації по вибору матеріалу інструменту\* для обробки наплавлених покриттів

Матеріал покриття	Позначення	Твердість HRC	Матеріал інструменту	
			Обробка по кінці	Обробка чистова
1	2	3	4	5
Низьколегована сталь, C < 0,4%	A	40	киборит <sup>1</sup> , T5K10 <sup>2</sup>	киборит <sup>1</sup> , T15K6 <sup>2</sup> , композити 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup> , ВОК60 <sup>6</sup> , ОНТ20 <sup>7</sup>
Низьколегована сталь, C > 0,4%	B	60	киборит <sup>1</sup>	киборит <sup>1</sup> , T30K4 <sup>2</sup> , композити 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup> , ВОК60 <sup>6</sup> , ОНТ20 <sup>7</sup> силініт-Р <sup>7</sup>
Аустенітні високомарганцеві сталі	C	50	BK15OM <sup>3</sup> , BK8 <sup>3</sup> , TT10K8B <sup>4</sup> , T5K10 <sup>1</sup>	BK8 <sup>3</sup> , TT10K8A <sup>4</sup> , T15K6 <sup>2</sup>
Аустенітні хромонікелеві сталі	D	40	BK8 <sup>3</sup> , BK10OM <sup>3</sup>	BK4 <sup>3</sup> , BK6M <sup>3</sup> , BK8 <sup>3</sup> , силініт-Р <sup>7</sup> , ОНТ20 <sup>7</sup> , композит 10 <sup>1</sup>
Хромисті сталі	E	45	киборит <sup>1</sup> , T5K10 <sup>2</sup> , T15K6 <sup>2</sup>	киборит <sup>1</sup> , T30K4 <sup>2</sup> , BK6M <sup>3</sup> , T15K6 <sup>2</sup> композити 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup>
Швидкорізальні сталі	F	62	киборит <sup>1</sup>	киборит <sup>1</sup> , композит 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup> , силініт-Р <sup>7</sup> , ОНТ20 <sup>7</sup> , ВОК71 <sup>6</sup>
Хромовольфрамів і чавуни	G	60	BK3M <sup>3</sup> , BK6M <sup>3</sup>	киборит <sup>1</sup> , композит 10 <sup>1</sup> , BK6M <sup>3</sup> , BK6OM <sup>3</sup>

1	2	3	4	5
Хромовольфрамів і сталі	H	45	киборит <sup>1</sup> , BK83	киборит <sup>1</sup> , T15K6 <sup>2</sup> , BK3M <sup>3</sup> , BK6M <sup>3</sup> , композити 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup> , силініт-Р <sup>7</sup>
Кобальтові сплави	N	40	киборит <sup>1</sup>	киборит <sup>1</sup> ; композит 10 <sup>1</sup>
Нікелеві сплави	Q	55 220 HV	киборит <sup>1</sup> , BK8 <sup>3</sup> , BK15OM <sup>3</sup> BK8 <sup>3</sup> , BK10OM <sup>3</sup>	киборит <sup>1</sup> , BK6M <sup>3</sup> , композити 01 <sup>1</sup> , 10 <sup>1</sup> , BK3 <sup>3</sup> , BK6M <sup>3</sup> , ОНТ20 <sup>7</sup> , силініт-Р <sup>7</sup>
Карбідні сплави(зернисті і спечені)	P	67	киборит <sup>1</sup> , АТП <sup>5</sup> , композит 10 <sup>1</sup>	киборит <sup>1</sup> , АТП <sup>5</sup> , композит 10 <sup>1</sup>

\*1 – ПНТМ на основі КНБ, 2 – титановольфрамівий твердий сплав, 3 – вольфрамокобальтовий твердий сплав, 4 – титанотанталовольфрамівий твердий сплав; ПНТМ на основі СА, 6 – оксидно-карбідна кераміка, 7 – нітридна кераміка

### 6.1.5.2. Механічні властивості матеріалу інструменту

Передусім, матеріал різального інструменту повинен мати комплекс механічних характеристик, що дозволяють реалізувати процес різання.

Для попереднього вибору матеріалу різального інструменту слід провести порівняння твердостей різних марок твердих сплавів і матеріалів покриттів при температурі 800°C, а ПНТМ і покриттів при температурі 1000° С, за допомогою коефіцієнта:

$$K' = \frac{HV_i}{HV_{OM}}, \quad (6.2)$$

де  $HV_i$  і  $HV_{OM}$  – твердість інструментального і оброблюваного матеріалів відповідно.

У табл. 6.13 приведені коефіцієнти  $K'$  для ряду матеріалів інструменту, наплавлених і напилених покриттів при вказаних температурах. Вибирається той матеріал інструменту, для якого величина  $K''$  має найбільше значення. На підставі цих даних для обробки покриттів можуть бути рекомендовані безвольфрамівий твердий сплав НТИМ-ЗБ, різальна кераміка ВОК60, ПНТМ композит 10 і киборит.

Таблиця 6.13. Співвідношення твердостей матеріалу інструменту і оброблюваного матеріалу

Матеріал інструменту	Покриття			
	ПП-Нп-25Х5ФМС	ПП-Нп-35В9Х3СФ	ЛС-5Х4В3МФС	типу Ni-Cr-B-Si
Тверді сплави				
ВК3	8,7	7,9	6,7	12,5
ВК6	7,3	6,6	5,6	11,6
Т5К10	6,7	6,2	5,2	7,6
Т15К6	7,9	7,7	6,1	12,2
Безвольфрамові тверді сплави				
КНТ 16	8,6	7,5	6,3	–
НТИМ-3Б	12,0	10,9	9,2	16,0
Мінералокераміка				
ВОК60	14,7	12,7	10,7	–
ПНТМ				
композит 10	21,2	21,2	21,2	100
киборит	36,5	36,5	36,5	130

Враховуючи малу величину плями контакту інструменту із стружкою при обробці інструментом з ПНТМ, а також той факт, що при обробці твердих покриттів інструмент має негативний передній кут, для забезпечення відсутності крихкого руйнування в області різальної кромки матеріал інструменту повинен мати межу міцності на стискування [42]:

при передньому куті інструменту  $\gamma = 0^\circ$

$$\sigma_{сж} \geq 2,6\tau_p, \quad (6.3)$$

при передньому куті інструменту  $\gamma \neq 0^\circ$

$$\sigma_{сж} \geq 2\tau_p(1,3 + \gamma), \quad (6.4)$$

де  $\tau_p$  – дотичне напруження у площині зсуву.

Для випадку обробки загартованих сталей  $\tau_p = 1,00 \dots 1,37$  ГПа. Таким чином, враховуючи результати досліджень, приведені в розд. 2, величина дотичного напруження у площині зсуву при точінні покриттів:

– наплавлені покриття  $\tau_p = 0,50 \dots 0,69$  ГПа;

– напилені покриття  $\tau_p = 0,33 \dots 0,46$  ГПа.

Результати розрахунків приведені в табл. 6. 14.

Для деяких випадків обробки твердих матеріалів характерна пластична течія поверхневих контактних шарів матеріалу інструменту і, як наслідок, пластичне руйнування інструменту. Розвитку цього процесу сприяє інтенсивне розігрівання

контактних ділянок інструменту. Граничною умовою пластичної міцності різальної частини інструменту є

$$\frac{HV_i}{HV_{ст}} > 1, \quad (6.5)$$

де  $HV_i$  і  $HV_{ст}$  – твердість матеріалу інструменту і матеріалу стружки при температурі різання відповідно.

Таблиця 6.14. Міцність на стискування матеріалу інструменту для обробки покриттів

Покриття	Передній кут різця $\gamma$ , град.	$\sigma_{ст}$ , ГПа
Наплавлене	0	1,30...1,80
	-20	2,14...2,97
Напилене	0	0,87...1,20
	-20	1,43...1,98

Необхідна твердість матеріалу інструменту при температурі різання визначається по залежності

$$HV_i = 6n_n \sqrt{\tau_p^2 + \tau_k^2}, \quad (6.6)$$

де  $\tau_k$  – дотичні напруження в контактних шарах стружки;  $n_n$  – коефіцієнт запасу пластичної міцності матеріалу інструменту.

При великих швидкостях різання, коли температура контактних шарів вища, ніж температура в площині зсуву, можна прийняти

$$HV_i = 6n_n \tau_p, \quad (6.7)$$

Результати розрахунків приведені в таблиці 6. 15.

Знаючи твердість інструментального матеріалу при температурі різання ( $800^\circ\text{C}$  при обробці твердим сплавом і  $900...1000^\circ\text{C}$  при обробці матеріалами на основі КНБ), твердість інструментального матеріалу при кімнатній температурі можна визначити по температурній залежності або з виразу

$$HV_0 = HV_i \cdot e^{\alpha Q}, \quad (6.8)$$

де  $HV_0$  – твердість матеріалу інструменту при кімнатній температурі;  $Q$  – температура різання;  $\alpha$  – коефіцієнт.

Таблиця 6.15. Твердість матеріалу інструменту для обробки покриттів при температурі різання

Покриття	Коефіцієнт запасу міцності $n_n$	$HV_i$ , ГПа
Наплавлене	1,0	3,0...4,1
	1,5	4,5...6,2
Напилене	1,0	2,0...2,7
	1,5	3,0...4,1

Твердість інструментального матеріалу, приведена в табл. 6.15, достатня для здійснення процесу різання, але не визначає його тривалість і не пов'язана з економічними показниками процесу обробки.

Враховуючи високу вартість інструменту с ПНТМ доцільно використати матеріал, що забезпечує досить тривалий період роботи інструменту. Проте ця вимога не повинна ускладнювати процес отримання такого матеріалу і різальних елементів з нього. Наприклад, для ефективної обробки покриттів досить мати ПНТМ твердістю  $HK \leq 30$  ГПа.

### 6.1.5.3. Поверхневі механічні властивості матеріалу інструменту

Відомо, що об'ємні механічні характеристики контактуючих матеріалів далеко не завжди визначають їх працездатність в парі тертя. У цих умовах при виборі найбільш зносостійкого матеріалу необхідно враховувати сукупність деформаційних властивостей і властивостей міцності його поверхневих шарів.

Перспективним методом досліджень в цьому випадку є деформаційно-спектральний аналіз. Цей метод базується на використанні явищ структурної чутливості трибометричних характеристик, пов'язаних з неоднорідністю напружено-деформованого стану поверхневого шару деталей, що сполучаються, що визначає спектральний характер формування сил тертя у зв'язку з немонотонністю поширення пружно-пластичних деформацій через структурні бар'єри при контактній взаємодії.

При випробуванні по деформаційно-спектральному методу поверхневий шар матеріалу сканується алмазним індентором в режимі пружно-пластичної деформації і вимірюються статистичні характеристики опору його переміщенню. При русі індентор коливається в режимі вимушених коливань, характер яких визначається структурним станом матеріалу. Для обробки і представлення результатів оцінки властивостей поверхневих шарів матеріалів використовується апарат кореляційного і спектрального аналізів випадкових процесів. Контролювалися наступні характеристики структури і міцності поверхневого шару:  $m$  – математичне очікування тангенціальної складової сили контактної взаємодії індентора з поверхневим шаром, що є аналогом оцінки мікротвердості матеріалу;  $D$  – дисперсія сили контактної взаємодії, що характеризує розкид середньої потужності, що витрачається на деформацію поверхневого шару;  $S_c$  – енергетична спектральна щільність розподілу сили контактної взаємодії, що характеризує особливості деформованого поверхневого шару у зв'язку з розміром областей рівної міцності або однакового рівня напруженого стану, а також зміни деформаційних властивостей і властивостей міцності поверхневого шару уздовж траси сканування;  $f_{cp}$  – середня частотна гармоніка, що відповідає 50 %-ному рівню енергії процесу контактної взаємодії, тобто що ділить спектр процесу на дві рівні по площі частини, що відповідає рівності енергій низко- і

високочастотних складових спектру;  $f$  – сумарна частота, що відповідає усьому спектру процесу.

Представивши модель поверхневого шару як систему випадково розподілених структурно-енергетичних бар'єрів різної потужності, пружно-пластичних деформацій, що перешкоджають поширенню, можна оцінити зміни однорідності властивостей міцності і деформаційних властивостей поверхневого шару комплексом чисельних характеристик.

Склерометрування досліджуваних матеріалів робилося алмазним індентором при навантаженні 0,2 Н і швидкості його переміщення 2,64 мкм/с.

Чисельні значення параметрів для групи ПНТМ на основі КНБ і твердого сплаву приведені в табл. 6.16.

Таблиця 6.16. Параметри деформаційно-спектрального аналізу поверхневого шару матеріалів інструменту\*

Матеріал інструменту	$m$ , Н	$f$ , МГц	$f_{cp}$ , МГц	$D \cdot 10^{-4}$ , Н <sup>2</sup>
ПНТМ				
киборит	0,86/2,95	9/40	41/21	2,1/12
ниборит	0,81/2,90	13/26	41/48	30/60
BZN Comрах	0,89/2,85	19/13	80/70	4,4/27
Твердий сплав				
T15K6	0,68	12	29	26

\* чисельник, знаменник – шліфувана і доведена поверхні відповідно.

Отримані результати дозволяють пояснити часто спостережуване підвищення стійкості інструменту в результаті доведення його поверхонь. Хоча шліфовані і доведені поверхні мають комбіновану структуру з переважанням великофрагментних ділянок, графіки зміни енергетичної спектральної щільності  $S_c$  показують, що доведені поверхні характеризуються великим опором контактній взаємодії. Математичне очікування сили контактної взаємодії  $m$  у доведених поверхонь також збільшується. Це сприяє більшій зносостійкості доведених інструментів.

Доведені поверхні мають більш неоднорідні властивості міцності (зростає дисперсія сили контактної взаємодії  $D$ ). Це пояснюється наявністю зв'язки на межі зерен кубічного нітриду бору, вплив якої на властивості міцності і деформаційні властивості поверхневого шару після доведення значніше, ніж після шліфування. В результаті меншої міцності зв'язки в порівнянні із зернами VN, значення дисперсії сили опору контактній взаємодії  $D$  збільшується.

Співвідношення кількості ділянок різної фрагментації в результаті доведення поверхні ПНТМ практично не змінюється ( $f_{cp} \sim \text{const}$ ).

Розглянуті результати отримані при однаковому навантаженні на індентор. Оскільки досліджувалися матеріали з різними об'ємними механічними

властивостями, порівняти їх між собою за приведеними даними не можна із-за різної глибини впровадження індентора в досліджуваний поверхневий шар.

Для порівняння однорідності властивостей міцності і деформаційних властивостей поверхневого шару різних ПНТМ можна використати питомі значення параметрів  $m'$  і  $S'$  (віднесені до площі контакту індентора і поверхневого шару матеріалу інструменту).

Враховуючи, що сканування поверхні матеріалів інструменту робилося в умовах пружно-пластичної взаємодії з переважанням пружного, глибина впровадження  $h$  при втискуванні сферичного індентора в плоску поверхню тіла визначається по залежності [13]

$$h = \frac{0,83 \left[ (1 - \mu^2)^2 \frac{P}{E} \right]^{\frac{2}{3}}}{r^{\frac{1}{3}}}, \quad (6.9)$$

де  $P$ ,  $r$  – відповідно навантаження і радіус індентора;  $E$  і  $\mu$  – модуль Юнга і коефіцієнт Пуассона досліджуваного матеріалу відповідно.

Площа плями контакту визначається, як

$$F = 2\pi r h. \quad (6.10)$$

Результати розрахунків глибини впровадження і площі контакту алмазного індентора з різними матеріалами інструменту приведені в табл. 6.17.

З отриманих результатів видно, що для досліджених ПНТМ на основі КНБ спостерігається функціональний зв'язок між математичним очікуванням сили

контактної взаємодії ( $m' = m \frac{F_{\text{кнб}}}{F_i}$ , де  $F_{\text{кнб}}$  – площа контакту індентора з ПНТМ

киборит;  $F_i$  – площа контакту індентора з  $i$ -тим матеріалом) і твердістю по Кнупу НК. З помилкою  $\sim 7\%$  вона описується виразом

$$m' = 4,1 \cdot 10^{-7} \text{НК}^4 - 1,28 \cdot 10^{-4} \text{НК}^3 - 9,95 \cdot 10^{-3} \text{НК}^2 - 0,23 \text{НК}.. \quad (6.11)$$

При одному і тому ж нормальному навантаженні на індентор зі збільшенням твердості ПНТМ зростає і питома сила опору переміщенню індентора. Отриманий результат показує, що твердість ПНТМ на основі КНБ можна оцінювати шляхом сканування їх поверхонь алмазним індентором в умовах пружнопластичного контактування.

Про порівняльну працездатність інструментів з різних матеріалів можна судити з аналізу результатів, приведених в табл. 6.17.

ПНТМ композит 02, 05, 10 і киборит мають комбіновану структуру з переважанням великих фрагментів. Дрібнофрагментні складові характеризуються однаковим значенням енергетичної спектральної щільності розподілу сили контактної взаємодії. Великі фрагменти розрізняються за величиною енергії, необхідної для контактної деформації. Найбільше

значення вона має для ПНТМ композит 05, найменше – для ПНТМ композит 10. Ймовірно, це пояснюється розміром зерен в структурі ПНТМ.

Таблиця 6.17. Механічні властивості і питомі параметри деформаційно-спектрального аналізу матеріалів інструменту

Матеріал інструменту	$E$ ГПа	$\mu$	НК, ГПа	$K_{1c}$ , МПа·м <sup>1/2</sup>	$F_i/F_{кiб}$	$m'$ , Н	$D_f \cdot 10^4$ , Н <sup>2</sup>	$f_{cp} \cdot 10^4$ , МГц
ПНТМ								
Amorite	680	0,22	28,5	6,32	1,17	1,75	0,93	3,8
киборит	880	0,16	32,4	8,16	1,0	2,23	0,1	2,8
композит								
02	720	0,16	35,0	–	1,14	1,86	0,16	2,6
05	620	0,15	18,5	4,58	1,26	1,72	0,35	2,6
10	715	0,16	36,2	5,83	1,15	2,36	0,03	6,0
Твердий сплав Т15К6	550	0,22	15,5	10,8	1,35	0,51	2,7	3,1

Оскільки для деформації великого зерна нітриду бору витрачається велика енергія, значення  $S'$  для ПНТМ композит 05 – найбільше. В той же час, питома величина математичного очікування сили контактної взаємодії  $m'$  для цього композиту менша, ніж для інших ПНТМ. Це пов'язано з наявністю великої кількості менш міцної зв'язки, що складається із з'єднань хрому і цирконію, очевидно, яка визначає підвищений розкид властивостей міцності  $D$ . Усе це визначає меншу зносостійкість ПНТМ композит 05 в порівнянні з іншими ПНТМ на основі КНБ.

Найбільшу зносостійкість мають полікристали ПНТМ композит 10 і киборит, що мають високі значення параметра  $m'$  при найменшому розкиді властивостей міцності  $D$ .

Менша працездатність інструменту з твердого сплаву в порівнянні з інструментом з ПНТМ при обробці наплавлених і напилених покриттів підтверджується і нижчою величиною питомої сили контактної взаємодії  $m'$  і значним розкидом властивостей міцності і деформаційних властивостей  $D$  матеріалу інструменту.

Таким чином, проведені дослідження показали, що деформаційно-спектральний аналіз дозволяє пояснити і оцінити працездатність матеріалів інструменту при ненаголошеній обробці за критерієм зносостійкості поверхні.

Для оцінки працездатності матеріалів інструменту в умовах ударних навантажень в аналіз треба включити параметри, що характеризують руйнування матеріалу, наприклад, коефіцієнт тріщиностійкості  $K_{1c}$ .

Враховуючи значення  $K_{1c}$  і результати деформаційно-спектрального аналізу, можна зробити висновок, що в умовах ударних динамічних навантажень найбільш високими експлуатаційними властивостями володіє ПНТМ киборит.

Разом з вищевикладеним, дані деформаційно-спектрального аналізу можуть бути використані для оцінки відносної зносостійкості матеріалів інструменту на основі ентропійного підходу, який базується на аналізі термодинамічних характеристик матеріалу – величин активаційного бар'єру і швидкості виробництва ентропії [43].

З урахуванням навантаження, перевищення якого запускає механізм виробництва ентропії, рівняння ентропії ресурсу має вигляд

$$N = \frac{([H] - H_0)}{\int_{P_2}^{P_1} g(P) dP} \cdot H_{cp}, \quad (6.12)$$

де  $N$  – число актів навантаження;  $g(P)$ ,  $P_1$  – вірогідність розподілу і найбільше значення навантаження;  $H_{cp}$  – середня величина вироблюваної ентропії.

Таким чином, для забезпечення працездатності інструменту його матеріал повинен мати досить високий рівень активаційного бар'єру і малу здатність до виробництва ентропії.

Скориставшись зв'язком, існуючим між термодинамічною, конфігураційною ентропією з інформаційною ентропією Шенона, а також враховуючи її адитивність, отримаємо

$$[H] = \sum_{i=1}^6 K_i H_i + \frac{K}{TD\tau}, \quad (6.14)$$

$$H(t) = \sum_{i=1}^6 K_i H_i(t), \quad (6.15)$$

де  $H_i$  – інформаційна ентропія, обумовлена наявністю теплових коливань атомів, хімічними домішками, пружними і пластичними деформаціями, термообробкою і шорсткістю поверхні деталі;  $K_i$  – термодинамічна вага одного біта інформації.

Складання (6.13) і (6.14) визначає зміну ентропії поверхневого шару деталі в процесі функціонування вузла тертя.

Як відомо, станом твердого тіла керує принцип мінімуму вільної енергії, яка при малих змінах об'єму має вигляд

$$\int F dV \Rightarrow \min, \quad (6.16)$$

$$F = E - QH, \quad (6.17)$$

де  $F$ ,  $E$ ,  $QH$  – вільна, внутрішня та зв'язана енергія відповідно;  $Q$  – температура.

Співвідношення між окремими складовими ентропії в процесі функціонування вузла тертя змінюватимуться так, щоб задовольнити (6.15).

Особливу роль при цьому має температурний чинник, який може грати переважуючу роль і привести до того, що

$$H_i \Rightarrow \max, \quad (6.18)$$

тобто, в процесі функціонування вузла тертя при підвищенні температури робочої поверхні деталі відбувається релаксація технологічних пружних залишкових напружень, зменшення спотворень кристалічної решітки матеріалу (зростання кристалітів, перехід від дрібнозернистої структури до крупнозернистої), зменшення щільності дислокацій і т. д.

З врахуванням (6.12-6.14) отримаємо

$$[H] = \sum_{i=1}^6 K_i H_i + \frac{K}{TD\tau} \quad (6.19)$$

Звідси

$$\tau = \frac{\left( [H] - \sum_{i=1}^6 K_i H_i \right) T}{KD} \quad (6.20)$$

З цього виходить, що тривалість проміжку часу до досягнення робочою поверхнею точки біфуркації визначається співвідношенням її початкової дефектності і швидкістю збільшення дефектності структури в процесі експлуатації.

На підставі вищевикладеного можна провести оцінку відносної довговічності різних матеріалів

$$\frac{\tau_1}{\tau_2} = \frac{\left( [H_1] - \sum_{i=1}^6 K_i H_{i1} \right) D_2}{\left( [H_2] - \sum_{i=1}^6 K_i H_{i2} \right) D_1} \quad (6.21)$$

В цьому випадку складові ентропії  $K_i H_i$  описують технологічну якість поверхні, а  $[H_i]$  характеризує граничні можливості використовуваного матеріалу. У простому випадку, коли поверхні виготовлені з одного матеріалу і оброблені по близьких технологіях (що справедливо для різального інструменту), отримуємо

$$\frac{\tau_1}{\tau_2} = \frac{D_2}{D_1} = F_k, \quad (6.22)$$

де  $F_k$  – критерій Фішера для дисперсії склерометрування двох порівнюваних поверхонь.

Ранжирування матеріалів по степені їх довговічності в умовах об'ємного накопичення ушкоджень робиться шляхом порівнянь дисперсій сили їх контактної взаємодії з індентором при склерометруванні. Менше значення дисперсії відповідає більшій зносостійкості матеріалу.

#### 6.1.5.4. Загальні вимоги до матеріалу різального інструменту

Аналіз фізико-механічних властивостей різних матеріалів інструменту і результати порівняльних випробувань на стійкість інструментів при обробці

наплавлених і напилених покриттів дозволяють сформулювати перелік необхідних властивостей:

- твердість НК  $\approx 30$  ГПа;
- межа міцності при розтягуванні  $R_m > 0,3$  ГПа;
- межа міцності при вигині  $R_{bm} > 0,6$  ГПа;
- модуль пружності  $E \approx 800$  ГПа;
- коефіцієнт тріщиностійкості  $K_{Ic} > 7$  МПа м<sup>1/2</sup>;
- коефіцієнт теплопровідності  $\lambda \geq 50$  Вт/м·К;
- компоненти матеріалу інструменту повинні мати близькі коефіцієнти лінійного розширення.

Математичне очікування питомої сили контактної взаємодії з індентором  $m' = 2,2 \dots 2,3$  Н/мм<sup>2</sup>; дисперсія питомої сили контактної взаємодії  $D' = 0,03 \dots 0,04$  Н<sup>2</sup>/мм<sup>2</sup>.

Хімічні властивості матеріалів інструменту для обробки покриттів:

- термостійкість на повітрі  $> 1200^\circ$  С;
- мінімальна інтенсивність взаємодії компонентів інструментального матеріалу з елементами оброблюваного матеріалу (Fe, Cr, Ni, Co, Ti, Mo, W) і киснем повітря.

Як видно з результатів проведених досліджень, найбільш ефективними матеріалами інструменту для обробки покриттів є ПНТМ на основі КНБ при вмісту останнього  $\sim 50 \dots 98$  %. При цьому в матеріалі має бути мінімізований вміст борного ангідриду В<sub>2</sub>О<sub>3</sub>.

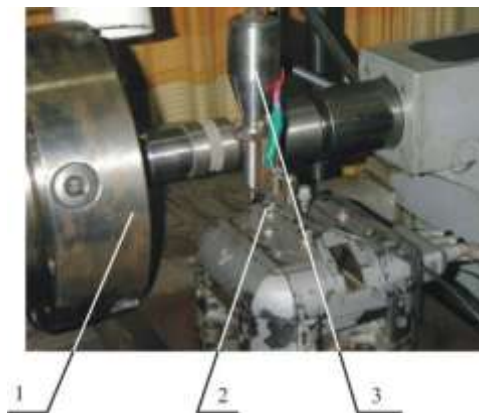
Матеріали інструменту можуть бути особливо ефективні при одночасному задоволенні наступним умовам:

- рівень фізико-механічних властивостей матеріалу повинен забезпечувати достатню міцність і зносостійкість в умовах навантажень і температур різання;
- в матеріалі мають бути мінімізовані напруження, що формуються в процесі його отримання;
- структура композиту повинна забезпечувати реалізацію принципу Шарпі;
- мають бути мінімізовані ефекти хімічної взаємодії матеріалу інструменту з оброблюваним матеріалом і елементами довкілля в умовах термотрибоактивації контактних поверхонь інструменту з деталлю, характерною для процесу різання.

## **6.2. Промислова реалізація технології обробки покриттів з високочастотними коливаннями інструменту**

Вібромеханічне різання газополумєневих покриттів з порошкових самофлюсівних матеріалів отримало практичне застосування при обробці автомобільних деталей і деталей технологічного устаткування хімічного виробництва. Базовий токарно-гвинторізний верстат 1 оснащувався різцем з ПНТМ киборит 2 і спеціальним пристосуванням для створення високочастотних коливань 3, апаратурою для регулювання амплітудно-частотної характеристики (АЧХ) (рис. 6.4).

Установка працює в двох режимах: зі встановленими експериментально режимами різання; в умовах адаптивного автоматичного контролю (ААК). В останньому випадку універсальний динамометр забезпечує роботу другого контуру системи ААК – підтвердження спрацьовування датчиків-акселерометрів по складовій сили різання  $P_y$ . Програмне забезпечення цієї системи враховує вхідні дані процесу різання і визначає мінімальну кількість ітерацій для досягнення динамічної стабілізації.



*Рис. 6.4. Установка для вібромеханічної лезової обробки деталей типу тіл обертання*

На рис. 6.5 показані деталі автомобіля і апарату хімічного виробництва, зміцнені покриттям ПГ-СРЗ, після вібромеханічної обробки, а в табл. 6.14 – режими вібромеханічного точіння і параметри стану поверхневого шару деталей.

Глибина різання дозволяє за один прохід видаляти дефектний поверхневий шар покриття з нерівномірною твердістю і пористістю.

Результати практичної реалізації технології вібромеханічної обробки на підприємствах машинобудівного і ремонтного профілів представлені в табл. 6.15.

### **6.3. Рекомендації по поліпшенню оброблюваності наплавлених матеріалів**

#### **6.3.1. Мікролегування наплавлених покриттів**

Найбільш раціональними технологічними підходами до поліпшення оброблюваності різанням наплавлених покриттів є методи, які спрямовані на вдосконалення технології наплавлення, що забезпечує отримання одноріднішого покриття, і на модифікування наплавлювального матеріалу шляхом мікролегування елементами (сірка, свинець, селен, телур, вісмут, кальцій, цирконій, магній і цезій), що змінюють структурні складові покриття і що покращують оброблюваність

різанням. Обидва методи застосовуються в певних умовах, пов'язаних з характером виробництва.

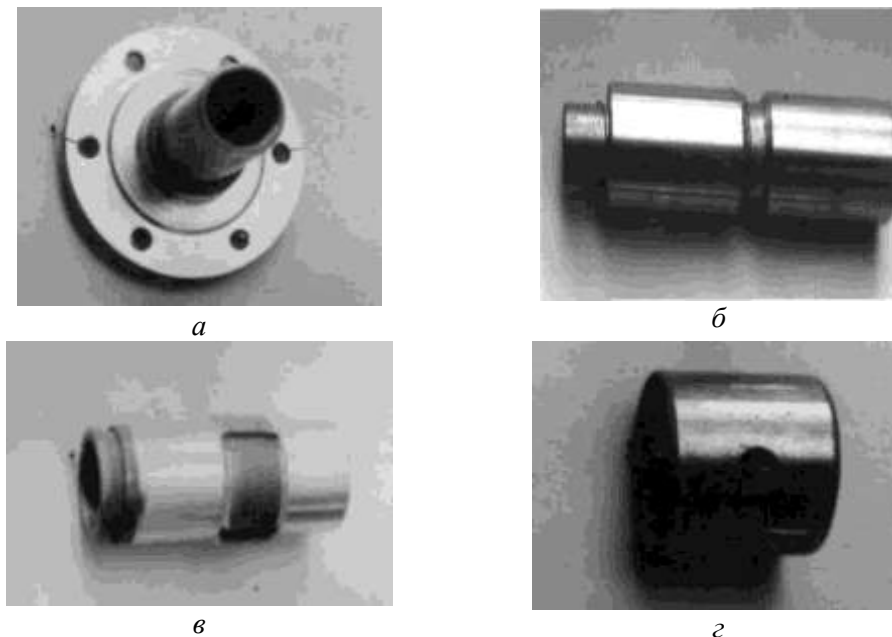


Рис. 6.5. Відновлені автомобільні деталі (а, б) і деталі апаратів хімічного виробництва (в, г)

Таблиця 6.14. Режими обробки і параметри стану поверхневого шару деталей з покриттям після вібромеханічного точіння

Назва деталі	Характеристика інструменту			Режими обробки			Вихідні параметри			
	$\gamma$ , град	$\alpha$ , град	$D$ , мм	$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм	$A'$ , мкм	$f$ , кГц	$Ra$ , мкм	$U_k$
Маточина автомобіля «Таврія»	-10	12	10	0,94	0,18	0,01	10	18	1,21	2,34
Шкворень автомобіля «Ніса»			8	0,96	0,19		8	20	1,18	2,42
Захисна втулка насоса АХ-15ТН	0	14	12	0,90	0,18		10	19	1,20	2,30
Втулка компресора				0,92	0,17		12	18	1,15	2,05

Таблиця 6.15. Результати практичної реалізації технології вібромеханічної обробки

Підприємство	Базові деталі	Ефективність
ВАТ «Кременчуцький завод дорожніх машин»	Деталі технологічного оснащення, ступінчасті вали, диски, корпуси підшипників	Підвищення продуктивності обробки в 1,3...1,5 разу, зниження собівартості виготовлення на 25...30%
ХК «Автокраз»	Затискне кільце, вісь шестерні, захисні втулки	Здешевлення інструментальних матеріалів, зниження енергоємності обробки в 1,3...1,5 разу, зниження собівартості виготовлення на 25...30 %
Управління АПК Черкаською ОДА	Деталі автомобільної техніки і засобів механізації	Підвищення якості продукції і продуктивності обробки в 1,5...2,0 разу, зниження собівартості виготовлення на 25...30 %
ВАТ «Крюковський вагонобудівний завод»	Деталі технологічного оснащення, вали, осі, кришки	Підвищення продуктивності обробки в 1,3...1,5 разу, зниження собівартості виготовлення на 25...30 %

Основне призначення мікролегуючих елементів – зміна структурного стану наплавлених матеріалів шляхом утворення глобулярних включень. Їх сферодизація забезпечується збільшенням в сталі вмісту кисню до 0,01 %.

Для поліпшення оброблюваності різанням наплавлених покриттів типу хромонікелевих сталей і сплавів застосовується мікролегування дротів і стрічок сіркою (0,04...0,10 %), свинцем (0,15...0,35 %), телуrom (0,03...0,08 %), вісмутом (0,05...0,10 %), кальцієм (0,002...0,020 %), селеном (0,06...0,12 %). Найбільш ефективне комплексне мікролегування декількома елементами.

Для забезпечення конструкційної міцності наплавлених покриттів, разом з сіркою, вони мікролегуються селеном і телуrom, внаслідок чого в наплавленому

матеріалі утворюються включення типу Mn/SeS, які сприяють поліпшенню оброблюваності різанням.

Отримані в наплавленому покритті металеві і неметалеві включення певного складу і форми не мають когерентного зв'язку з металевою матрицею, що полегшує процес стружкоутворення з рівномірним відділенням елементів стружки. При обробці в зоні різання створюється в'язкий стан, формується захисна плівка на різальних поверхнях інструменту, збільшуючи його зносостійкість.

З'єднання свинцю, селену і кальцію створюють в зоні різання власне внутрішнє мастило (свинцеву, селенисту, сульфідну), що перешкоджає адгезії матеріалу інструменту до матеріалу оброблюваного покриття.

Легування наплавлювального матеріалу телуrom, селеном і цезієм покращує оброблюваність наплавленого матеріалу до 2 разів. Підвищення стійкості різальних інструментів при обробці наплавлених покриттів з мікролегуванням дозволяє інтенсифікувати швидкість різання, що призводить до підвищення продуктивності обробки.

### **6.3.2. Термо- і електромеханічна обробка наплавлених покриттів**

З метою поліпшення якості і підвищення механічних характеристик наплавленого покриття для певних деталей застосовують термомеханічну обробку (ТМО) безпосередньо в процесі наплавлення.

Нині є декілька способів ТМО, які дозволяють не лише підвищити якість наплавленого матеріалу, але і поліпшити оброблюваність різанням отриманого покриття.

Раціональне застосування високотемпературної ТМО поверхневого шару після наплавлення при температурі 900...950° С із зусиллям 2000...3000 Н і з подальшою низькотемпературною поверхневою ТМО із зусиллям обтискання 13000 Н при температурі 400...550° С. При такій обробці різко знижується висота макронерівностей на поверхні наплавленої деталі, що дозволяє встановити припуск на обробку 0,20...0,25 мм, виключивши тим самим чорнову обробку наплавленого шару, і виконувати відразу чистову обробку інструментами ПНТМ киборит або композит 10.

Наплавлене покриття після ТМО характеризується істотно одноріднішою структурою. Пори, раковини, тріщини і неметалічні включення в структурі такого наплавленого покриття виражені в значно меншому ступені, що покращує якість покриття і тим самим сприяє підвищенню працездатності деталей з покриттям.

Треба відмітити, що підвищення механічних властивостей наплавленого покриття після ТМО дещо затрудняє кінцеву обробку, знижуючи швидкість різання і довжину шляху різання, проте загальна продуктивність обробки наплавлених деталей значно збільшується через відсутність чорнової обробки, яка складає 60...80 % по трудомісткості обробки.

Електромеханічна обробка (ЕМО) обумовлена одночасною дією на оброблювану поверхню теплового і механічного чинників, пов'язаних з проходженням через місце контакту інструменту з деталлю струму великої сили і переміщенням інструменту відносно деталі з певним тиском. В результаті такої дії згладжуються нерівності на поверхні деталі з покриттям при одночасному зміцненні поверхневого шару.

Як робочий елемент в інструменті для ЕМО використовуються твердосплавні пластини або ролики, закріплені в спеціальних державках.

Особливо ефективною є імпульсна ЕМО, коли в зону контакту інструменту і деталі подаються короточасні потужні імпульси струму.

## 6.4. Економічна ефективність обробки деталей з покриттями

### 6.4.1. Загальні передумови визначення економічної ефективності обробки та використання деталей з покриттям

Економічна ефективність від використання у виробництві технологій обробки деталей із захисними покриттями включає в загальному випадку декілька складових: – зменшення приведених витрат на виготовлення одиниці продукції; – зниження собівартості виготовлення одиниці продукції; – використання засобів виробництва з поліпшеними якісними характеристиками, що призводить до зменшення витрат, пов'язаних із заміною і експлуатацією деталей; – економія валютних коштів за рахунок зниження потреби в запасних частинах зарубіжного виробництва.

Нова технологія обробки і інструмент повинні знижувати собівартість обробки і забезпечувати зменшення витрат, пов'язаних з експлуатацією деталей у споживача. Економічний ефект від використання такої розробки визначається відповідно до виразу

$$E = M(\Delta Z_o + \Delta Z_e), \quad (6.23)$$

де  $\Delta Z_o$  і  $\Delta Z_e$  – зміна витрат відповідно на обробку і експлуатацію деталей;  $M$  – кількість деталей, оброблених по запропонованому технологічному варіанту.

Приведені витрати на одиницю продукції при обробці

$$E = C + EK, \quad (6.24)$$

де  $C$ ,  $E$ ,  $K$  – собівартість одиниці продукції, нормативний коефіцієнт економічної ефективності капітальних вкладень ( $E = 0,15$ ), питомі капітальні вкладення на одиницю продукції відповідно.

Враховуючи (6.24), економічний ефект від використання нової технології і інструменту при обробці деталей з покриттями визначається по залежності

$$E = \left\{ \left[ (C_1 + EK_1) + B_1 + EK_1' \right] \frac{T_{сл_2}}{T_{сл_1}} - \left[ (C_2 + EK_2) + B_2 + EK_2' \right] \right\} M, \quad (6.25)$$

де  $B$  – експлуатаційні витрати у споживача при використанні техніки, що містить деталі з покриттями;  $K'$  – питомі капітальні вкладення на одиницю продукції при експлуатації;  $T_{сл}$  – термін служби деталі.

Індекси «1» і «2» відносяться до параметрів, що відповідають використовуваною раніше і новою технологіям обробки.

Зміна терміну служби деталей  $T_{сл}$  пов'язана як зі зміною стану їх поверхневого шару за рахунок особливостей нової технології, так і з можливістю використання ефективніших покриттів, обробка яких раніше не здійснювалася або робилася за іншою технологією.

Економічний ефект від заміни покупних (імпортних) запасних частин деталями власного виробництва визначається по залежності

$$E = (\Pi - 3)M, \quad (6.26)$$

де  $\Pi$  – ціна одиниці продукції (для імпортних деталей  $\Pi = k_b \Pi_1$ , де  $k_b$  – курс валюти;  $\Pi_1$  – ціна у валюті).

Розрахунок окремих складових, що входять в приведені вище формули, приведений в спеціальних виданнях за визначенням економічної ефективності розробок.

#### 6.4.2. Фінансові витрати на освоєння процесів механічної обробки деталей з покриттям інструментами із надтвердих композитів

Проведення розрахунку фінансових витрат розглянемо на прикладі обробки наплавлених деталей (табл. 6.16) інструментом, оснащеним ПКНБ композит 10.

Твердість, коефіцієнти неоднорідності оброблюваних наплавлених матеріалів наведені в табл. 6.16.

Таблиця 6.14. Хімічний склад і неоднорідність наплавлених покриттів

Марка матеріалу	Твердість HRC	Коефіцієнт неоднорідності $K_n$	Швидкість різання, м/с
ПП-Нп-25X5ФМС	HRC 46–52	3,6	2,0
ПП-Нп-10X14Т	HRC 46–52	4,8	1,8
ПП-Нп-30X5Г2СМ	HRC 52–56	5,6	1,5
ПП-Нп-250X10Б8С2Т	HRC 58	5,5	1,3

Нижче наведено вихідні дані для розрахунку:  $C_i$  – усереднена тарифна ставка робітника, 75 грн/год;  $N_r$  – річна програма обробки деталей, 1000 шт;  $K_d$  – коефіцієнт доплат робітникові, 1,25;  $B_{об}$  – залишкова балансова вартість обладнання, 44000 грн;  $A$  – норма амортизаційних відрахувань, 33%;  $F_d$  – річний фонд часу роботи обладнання, 4000 год;  $N_y$  – установлена потужність електродвигуна, 7 кВт/год;  $A$  – норма амортизаційних відрахувань, 33%;  $S_e$  –

усереднена вартість 1 кВт·год електроенергії, 2 грн/кВт;  $C_{и}$  – орієнтовна ціна одиниці інструменту з урахуванням його переточування, 150 грн;  $K_{и}$  – коефіцієнт використання інструменту, 1,25;  $P_{п}$  – кількість переточувань інструменту, шт., 5.

Змінними величинами є:  $v_{т}$  – прийнята швидкість різання, м/с;  $T$  – стійкість інструменту на прийнятій швидкості різання, хв;  $t_{шт}$  – штучний час на операцію чистового точіння, хв;  $t_{м}$  – машинний час роботи обладнання на операцію, хв. Для величин указаних перемених приняты следующие ограничения: на скорость резания  $v = 1,0 \dots 2,5$  м/с, так как минимальная скорость резания ограничивается минимальной производительностью процесса, а максимальная – быстрым изнашиванием инструмента; стойкость ( $T$ ) является максимальной при принятом критерии износа  $h_3 = 0,6$  мм и ограничивается скоростью резания;  $t_{шт}$  – штучное время зависит от настройки оборудования и является большим машинного времени на 1–2 мин;  $t_{м}$  – машинное время обработки ограничивается длиной изделия при резании, которая ограничивается величиной частоты вращения и принятой величиной подачи  $S = 0,1$  мм/об, которые обеспечивают длину пути резания при данном диаметре образца.

Переменные величины исходных данных приведены в табл. 6.17, 6.18 для принятых условий обработки и геометрии инструмента.

Таблиця 6.17. Стойкість інструменту при обробці покритий\*

Матеріал покриття	Швидкість різання, м/с			
	1,0	1,5	2,0	2,5
ПП-Нп-25X5ФМС	80	85	80	65
ПП-Нп-10X14Т	65	70	65	45
ПП-Нп-30X5Г2СМ	45	48	40	30
ПП-Нп-250X10Б8С2Т	38	38	30	25

\*геометричні параметри різців:  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$ ;  $\phi = 40^\circ$ ;  $\phi_1 = 20^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $lf = 0,2-0,4$  мм (або  $r = 0,6-1,2$  мм)

Розрахункові формули основних показників витрат на обробку річної програми відновлення деталей перетворено шляхом підстановки постійних вихідних даних.

Основна і додаткова зарплата на обробку:

$$З = C_{тшт} N_{т} K_{д} / 60 = 75 \cdot 1000 \cdot 1,25 \cdot t_{шт} / 60, \text{ грн.} \quad (6.27)$$

Основні витрати на обладнання та його амортизацію

$$З_{об} = (B_{об} N_{тшт} A) / 60 F_{д} = 4400 \cdot 1000 \cdot 1,33 \cdot t_{шт} / 60 \cdot 4000, \text{ грн.} \quad (6.28)$$

После подстановки в расчетные формулы переменных исходных данных, приведенных в табл. 6.17 и 6.18, получим расчетные величины затрат на обработку годовой программы покрытий, наплавленных порошковыми проволоками в зависимости от изменения скорости резания (табл. 6.19).

Таблиця 6.18. Штучний ( $t_{шт}$ ) і машинний ( $t_m$ ) час обробки покриттів

Швидкість різання $v$ , м/с	Матеріал покриття							
	ПП-Нп- 250X10Б8С2Т		ПП-Нп- 30X5Г2СМ		ПП-Нп- 10X14Т		ПП-Нп- 25X5ФМС	
	$t_m$	$t_{шт}$	$t_m$	$t_{шт}$	$t_m$	$t_{шт}$	$t_m$	$t_{шт}$
1,0	16	18	14	16	12,5	14,5	10,8	13,2
1,5	11	13	9	11	7,8	9,9	7	8,8
2,0	8,5	10,5	6,5	8,5	5,8	7,2	5	6,4
2,5	7,2	9,0	5,2	7,2	4,6	5,9	4,2	5,0

Таблиця 6.19. Розрахункові величини витрат на обробку покриттів ( $K_u = 1,25$ )

Швидкість різання $v$ , м/с	Розрахункові витрати на обробку			
	Матеріал покриття			
	ПП-Нп- 250X10Б8С2Т	ПП-Нп- 30X5Г2СМ	ПП-Нп- 10X14Т	ПП-Нп- 25X5ФМС
	Зарплата робітника, грн.			
1	28125	25000	22656,25	20625
1,5	20312,5	17187,5	15468,75	12187,5
2	16406,25	13281,25	11250	10000
2,5	14062,5	11250	9218,75	7812,5
	Витрати на обладнання, грн.			
1	4389	3901,333	3535,583	3218,6
1,5	3169,833	2682,167	2413,95	1901,9
2	2560,25	2072,583	1755,6	1560,533
2,5	2194,5	1755,6	1438,617	1219,167
	Витрати на електроенергію, грн.			
1	2730	2403,333	2158,333	1904
1,5	1913,333	1586,667	1396,5	1190
2	1505	1178,333	1029	898,3333
2,5	1281	966	827,1667	732,6667
	Витрати на інструмент з ПКНБ композит 10, грн.			
1	19736,8	14583,3	9014,42	6328,1
1,5	13569,1	8789,1	5223,2	3860,3
2	13281,25	7617,2	4531,2	2929,7
2,5	16875,0	8125,0	4791,7	3028,8

Витрати на електроенергію на річну програму відновлення деталей  
 $Z_e = [(0,25 t_{шт} + 0,45 t_m)(N_r N_y S_e)/60] = 1000 \cdot 7 \cdot 2 \cdot (0,25 t_{шт} + 0,45 t_m)/60$ , грн. (6.29)

Витрати на інструмент з ПКНБ

$$Z_{\text{и}} = (C_{\text{и}} + C_{\text{пер}}) N_{\text{г}} t_{\text{м}} K_{\text{и}} / [(n_{\text{пд}} - 1) T] = 150 \cdot 1000 \cdot 1,25 \cdot t_{\text{м}} / 4 \cdot T, \text{ грн.} \quad (6.30)$$

Технологічна собівартість обробки річної програми відновлення деталей

$$T_{\text{с}} = \sum_1^4 = 3 + 3_{\text{об}} + 3_{\text{е}} + 3_{\text{и}}. \quad (6.31)$$

З наведених даних видно, що зі збільшенням швидкості різання понад 1,5 м/с технологічна собівартість процесу точіння наплавлених покриттів істотно знижується. При цьому, для кожного оброблюваного матеріалу має місце інтервал швидкостей різання, який може бути визнаний як оптимальний. Характер впливу швидкості різання, тобто продуктивності оброблення, на фінансові витрати на процес оброблення розглянутих покриттів приблизно однаковий, але величини технологічної собівартості залежать від властивостей і оброблюваного покриття. Зі збільшенням твердості та неоднорідності покриття технологічна собівартість обробки зростає.

Розрахункові величини технологічної собівартості обробки покриттів наведено в табл.6.20.

Таблиця 6.20. Величини технологічної собівартості обробки покриттів різцями з ПКНБ композит 10

Скорость резания $v$ , м/с	Материал покрытия			
	ПП-Нп- 250X10B8C2T	ПП-Нп- 30X5Г2СМ	ПП-Нп- 10X14Т	ПП-Нп- 25X5ФМС
	Технологическая себестоимость обработки, грн			
1,0	51033,47	42971,33	35561,71	30810,10
1,5	36250,93	28487,58	23457,77	18367,64
2,0	31096,50	22625,92	17659,60	14802,62
2,5	31038,00	20471,60	15317,87	12187,41

Дослідження економічної ефективності процесу точіння гама напилених газотермічних аморфно-кристалічних покриттів (газополум'яне з порошкового дроту Fe80B20, електродугове з порошкового дроту Fe80B20, газополум'яне з порошку Fe80B20, електродугове з порошкового дроту Fe79Cr16B5, газополум'яне з порошку Fe79Cr16B5) інструментами, оснащеними ПКНБ «Кіборит», показало аналогічну тенденцію до зростання технологічної собівартості процесу обробки зі зростанням неоднорідності матеріалу покриття (рис. 6.6).

Як і для випадку обробки наплавлених покриттів, збільшення швидкості різання під час точіння напилених матеріалів призводить до зниження технологічної собівартості процесу обробки.

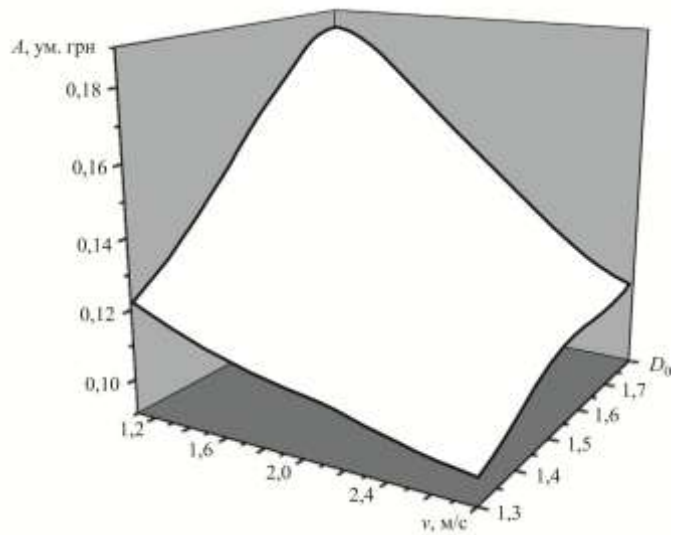


Рис. 6.6. Залежність собівартості обробки ( $A$ ) від неоднорідності (величини фрактальної розмірності структури  $D_0$ ) оброблюваного матеріалу і швидкості різання  $v$

Отримані результати досліджень дають змогу зробити висновок, що технологічна собівартість процесу обробки покриттів зумовлена не тільки режимами різання і витратами на організацію процесу обробки, а й структурним станом оброблюваного матеріалу. При цьому ступінь впливу структурного стану оброблюваного матеріалу збільшується при зниженні швидкості різання. Це підтверджує відомий експериментально встановлений факт підвищення загальної ефективності обробки матеріалів з гетерогенною структурою зі зростанням швидкості різання.

## ВИСНОВКИ

В результаті проведених досліджень отримали подальше уявлення про процес обробки різанням наплавлених і напилених покриттів з гетерогенною структурою, вчення про стан поверхневого шару, наукові основи трибоаналізу, зокрема по контактній взаємодії ПНТМ на основі КНБ з металами на основі Fe і Ni в умовах термотрибоактивації процесу, наукові основи триботехнології по забезпеченню триботехнічних властивостей деталей машин.

Підвищення ефективності формування деталей з покриттями повинне базуватися на вдосконаленні моделей процесів їх обробки, технологічного забезпечення необхідних економічних показників отримання деталей, надійності і довговічності в експлуатації.

Особливістю роботи є системний підхід до проблеми лезової обробки наплавлених і напилених покриттів, технологічного забезпечення параметрів стану поверхневого шару деталей з покриттями, необхідність якого стає очевидною, якщо взяти до уваги специфічні структуру і властивості оброблюваних матеріалів, їх різноманіття, широке застосування в машинобудуванні і суміжних галузях як в основному, так і в ремонтному виробництвах.

Матеріал покриття розглядається як неоднорідний матеріал із специфічними структурою і властивостями, що обумовлюють погану оброблюваність різанням. Працездатність інструментів при обробці наплавлених і напилених покриттів залежить від способу формування деталі, характеристик неоднорідності шару покриття, які викликають зміну характеристик процесу різання і призводять до нестабільності якісних характеристик обробленої деталі.

Однорідність оброблюваного матеріалу проявляється у процесі обробки різанням наплавлених і напилених матеріалів вже на стадії стружкоутворення в параметрах механіки і теплофізики процесу. На контактних ділянках інструменту структурний стан пари «матеріали інструменту і стружки», «матеріали інструменту і виробу» зумовлює контактну взаємодію у зоні різання, механізм зношування інструменту, якість поверхні та стан поверхневого шару обробленого виробу.

Структурний стан оброблюваного матеріалу є самостійним чинником, що зумовлює працездатність різального інструменту – зі зростанням неоднорідності структури оброблюваного матеріалу стійкість інструменту знижується. Поряд з цим, менший вплив на стійкість інструменту набуває швидкість різання.

Впливаючи на перебіг процесу обробки, структурний стан наплавленого і напиленого матеріалів безпосередньо впливає на стан поверхневого шару обробленого виробу та якість обробленої поверхні, зокрема, на її шорсткість. При цьому ступінь однорідності оброблюваного матеріалу є самостійним фактором, який обмежує можливості з управління шорсткістю обробленої поверхні, не дозволяючи сформуванню шорсткості обробленої поверхні з параметрами, що нижчі за допустимі структурним станом оброблюваного матеріалу.

Таким чином, структурний стан матеріалу покриття значною мірою обумовлює його оброблюваність різанням – збільшення неоднорідності оброблюваного матеріалу призводить до зниження швидкості різання, що відповідає заданій стійкості інструменту.

У зв'язку із зазначеним, технологічна собівартість процесу обробки вимривів із покриттям зумовлена не тільки режимами різання і витратами на організацію процесу обробки, а й структурним станом оброблюваного матеріалу. При цьому ступінь впливу структурного стану оброблюваного матеріалу збільшується при зниженні швидкості різання. Це підтверджує відомий експериментально встановлений факт підвищення загальної ефективності обробки матеріалів із гетерогенною структурою зі зростанням швидкості різання.

Поліпшення оброблюваності неоднорідних покриттів досягається шляхом мікролегування їх матеріалу хімічними елементами, шляхом раціонального вибору технології наплавлення і напилення, застосування ТМО, вибору матеріалу інструменту, оптимізацією режимів різання і геометричних параметрів інструменту, шляхом застосування спеціальних ЗОР і технологічних середовищ. Великі перспективи мають гібридні технології обробки покриттів, пов'язане із забезпеченням в зоні різання додаткового степеня свободи руху інструменту – ротаційна обробка і обробка з примусовими вібраціями. При цьому ефективність різання покриттів підвищується не лише за рахунок зміни кінематики процесу обробки, але і за рахунок додаткової енергетичної дії на зону різання – попереднього нагріву зрізаного шару плазмовою дугою в першому випадку і акустичного опромінення зони різання в другому.

Виконаний комплекс досліджень дозволив розробити науково-обґрунтовані рекомендації по вибору матеріалів і геометричних параметрів різальних інструментів, елементів режиму різання, технологічного середовища і технологічних способів поліпшення оброблюваності різанням ряду наплавлених і напилених покриттів з різним ступенем, характеристиками неоднорідності та фізико-механічними властивостями, які були використані у виробництві, як при виготовленні нових, так і при відновленні зношених деталей з покриттями.

Великі перспективи у напрямку вдосконалення технологій і матеріалів для покриттів, підвищенні ефективності механічної обробки деталей з покриттями пов'язані з розвитком досліджень, що об'єднують матеріалознавчі роботи по вивченню гетерогенної структури і специфічних властивостей наплавлених і напилених матеріалів з технологічними і трибологічними дослідженнями особливостей контактної взаємодії інструменту із стружкою і оброблюваною деталлю, з урахуванням впливу довкілля, в зоні різання. Результати таких робіт є основою для створення нових матеріалів для оснащення різальних інструментів, конструкцій різальних інструментом, перспективних технологій механічної і гібридної обробки, що забезпечують високу продуктивність і формування в поверхневому шарі деталей стану, що відповідає умовам експлуатаційного навантаження.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Харламов, Ю.О. Обробка деталей при відновленні та зміцненні : навч. посібн. / Ю.О. Харламов, С.А. Клименко, М.А. Будаг'янц, Л.Г. Полонський. – Луганськ : ВУНУ ім. В. Даля, 2007. – 500 с.
2. Hasui, Junzhu. Thermal spray engineering / Junzhu Hasui. – Tokyo : Published by Yokendo, 1969. – 288 p.
3. Hasui, Junzhu, Morigaki, Osamu. Overlay welding and thermal spraying / Junzhu Hasui, Osamu Morigaki. – Industrial newspaper publishing, 1978. – 240 p.)
4. Mandelbrot, B. The Fractal Geometry of Nature / B. Mandelbrot. – W.H. Freeman and Co., 1982. – 460 p.
5. Feder, Jens. Fractals / Jens Feder. – New York : Plenum Press, 1988. – 284 p.
6. Клименко, С.А. Фрактальна параметризація структури матеріалів, їх оброблюваність різанням та зносостійкість різального інструменту / С.А. Клименко, Ю.О. Мельнійчук, Г.В. Встовський. – Київ : ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2009. – 170 с.
7. Winner, N. Cybernetics or Control and Communication in the Animal and the Machine / N. Winner. – Cambridge : The MIT Press, 1948. – 326 p.
8. Северилов, В.С. Теоретичні основи технології механічної обробки : навч. посібн / В.С. Северилов, Л.Г. Полонський, С.А. Клименко. – Житомир : ЖІТІ, 2002. – 272 с.
9. Schiffner, J. Technology of machining of thermal sprayed coatings / J. Schiffner, T. Zláetman, J. Petru, R. Cer // Metal. – 2017. – May 24<sup>th</sup>-26<sup>th</sup>. – P. 1444–1449.
10. Клименко С.А. Основи лезової обробки зносостійких захисних покриттів : автореф. дис... д-ра техн. наук / С.А. Клименко. – Київ: ІНМ НАН України, 1999. – 36 с.
11. Васил'єв, О.С. Технологічні основи забезпечення якості деталей машин / О.С. Васил'єв, А.М. Дальський, С.А. Клименко, П.П. Мельнійчук, Л.Г. Полонський, М.Л. Хейфець, П.І. Ящеріцин. – Житомир : ЖДТУ, 2005. – 219 с.
12. Клименко, С.А. Фрактальна теорія різання: стан розвитку / Клименко С.А., Копейкіна М.Ю., Мельнійчук Ю.О. // Прогресивні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць XI-ї міжнарод. наук.-техн. конф., 31.01–03.02 2023 р., Львів-Звенів. – Львів : Вид. Львівської політехніки, 2023. – С. 36–39.
13. Kragel'skii, I.V. Handbook of friction units of machines / I.V. Kragel'skii, N.M. Mikhin. – New York : ASME Press, 1988. – 318 p.
14. Полонський Л. Г. Особливості точіння газополумених порошкових покриттів інструментами із кибориту: автореф дис...канд. техн. наук. / Л.Г. Полонський. – Київ: ІНМ АН України, 1992. – 20 с.

15. Пилипенко О. М. Вібраційна обробка газотермічних покриттів / О.М. Пилипенко. – Черкаси : Сіяч, 2000. – 203 с.
16. Kumabe, D. Vibratory Cutting / D. Kumabe. – Tokyo: Dzikke Sjuppan, 1979.
17. Hara, Keisuke. Investigation of cutting phenomena in high speed ultrasonic turning / Keisuke Hara, Daisuke Hashikai, Hiromi Isobe, Jun Ishimatsu, Yoshihiro Take, Toshihiko Koiwa // Key Engineering Materials. – 2012. – Vol. 523–524. – pp. 209-214
18. Jung, Hongjin. Mirror surface finishing of hardened die steel by high-power ultrasonic elliptical vibration cutting / Hongjin Jung, Eiji Shamoto, Takashi Ueyama, Seiji Hamada, Liangji Xu // J. of Mach. Eng. – 2016. – Vol. 16, № 1. – pp. 1–14.
19. Коломієць В.В. Научні основи теорії обробки неоднорідних наплавлених матеріалів : автореф дис. ...д-ра техн наук / В.В. Коломієць. – Київ : КПІ, 1992. – 38 с.
20. Klimenko S. A., Mukovoz Yu. A., Polonsky L. G. Ch.1. Cutting Tools of Superhard Materials // Advanced Ceramics Tool for Machining Application-2 / Edit by I. M. Low and X. S. Li. – Switzerland: Trans Tech Publications, 1996. – P.1–66.
21. Polo, Samuel. Evolution and Latest Trends in Cooling and Lubrication Techniques for Sustainable Machining: A Systematic Review / Samuel Polo, Eva María Rubio, Marta María Marín, José Manuel Sáenz de Pipaón // Processes. – 2025. – 13(2). – 422.
22. Мазур Н. П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: автореф. дис...д-ра. техн. наук. – Київ : КПІ, 1999. – 36 с.
23. Антонюк В.С., Клименко С.Ан., Клименко С.А. Теплові явища при обробці різанням : навч. посібн. – К. : НТУ України «КПІ», 2014. – 156 с.
24. Heinicke G. Tribochemistry. – Berlin : Akademie-Verlag, 1984. – 584 s.
25. Shilo, A.E. Interaction in the cborite tool-workpiece materail system / A.E. Shilo, A.G. Dovgan, E.I. Gritsenko, V.P. Chapalyuk, A.N. Mikhnovskaya, P.E. Dalnil //Soviet J. of Superhard Mater. – 1990. – Vol. 12, № 6. – P. 46–49.
26. Klimenko, S.A. Effect of gas media on kiborit tool wear in turning coated components / S.A. Klimenko, L.G. Polonskii, Yu.F. Mekovoz // J. of Superhard Mater. – 1993. – Vol. 15, № 4. – P. 33–37.
27. Klimenko, S.A. Wear on cubik boron nitride tools / S.A. Klimenko, Yu.A. Mukovoz, V.A. Lyashko, V.V. Ogorodnik, A.N. Vashchenko // Soviet J. of Superhard Mater. – 1988. – Vol. 10, № 2. – P. 53–57.
28. Kubaschewski, O. Iron-Binary Phase Diagrams / O. Kubaschewski. – Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 1982. – 180 p.
29. Мельнічук, Ю.О. Особливості точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою : автореф. дис...канд. техн. наук / Ю.О. Мельнічук. – Київ: ІНМ НАН України, 2002. – 20 с.

30. Швець С. В. Системний підхід до теорії різання. – Київ: НМК ВО, 1992. – 120 с.
31. Shvets, S.B. Cuttinf tool performance in machining sprayed coatings / S.V. Shvets, S.A. Klimenko // *J. of Superhard Mater.* – 1997. – Vol.19, № 2. – P. 41–44.
32. Klimenko S.A. On the mechanism of the surface microgeometry formation in cutting / S.A. Klimenko // *J. of Superhard Mater.* – 1997. – Vol.19, № 5. – P. 35–43.
33. Ryzhov, E.V. Effect of turning conditions on structural transformations in a surface layer applied by hardfacing / E.V. Ryzhov, V.G. Delevi, Yu.A. Mukovoz, S.A. Klimenko, R.K. Tkachenko, N.G. Bagno // *Soviet J. of Superhard Mater.* – 1986. – Vol. 8, № 4. – P. 57–60.
34. Альошин, В.Г. Хімічна взаємодія полікристалів на основі кубічного нітриду бору з наплавленим металом / В.Г. Альошин, Ю.О. Муковоз, О.О. Смахнов, В.В. Огородник, С.А. Клименко // *Доп. Акад. наук Укр. СРС. Серія А. Фіз.-мат. та техн. науки.* – 1988. – № 4. – С. 77–80.
35. Zaporozhets V.V. Dynamic characteristics of the strength of surface layers and their evaluation / V.V. Zaporozhets // *Friction and wear.* – 1980. – Vol. 1. – № 4. – P.602–609.
36. Kortov, V.S. Exoelectron emission as a method of investigating plastically deformed metal surfaces / V.S. Kortov, R.I. Mints // *Mater. Sci.* – 1967. – Vol. 2. – 197–201
37. Bowden, F.P. *The Friction and Lubrication of Solids. Т. 1* / F.P. Bowden, D. Tabor. – Clarendon Press, 2001. – 374 p.
38. Whiterhouse D. J. Beta Funktion for Surface Typology? / *Ann. CIRP.* – V. 27/1. – P. 491–495.
39. Hahn, G.J. *Statistical Models in Engineering* / G.J. Hahn, S.S. Shapiro. – Wiley-Interscience, 1994. – 376 p.
40. Клименко С.А., Полонський Л.Г., Харламов Ю.О. *Технологія ремонту та відновлення (Лезова обробка в ремонтному виробництві) : навч. посібн.* – Житомир : ЖДТУ, 2008. – 172 с.38.
41. Клименко, С.А. *Надтверді матеріали інструментального призначення в автоматизованому виробництві : навч. посібн.* / С.А. Клименко, В.С. Антонюк, О.Ф. Саленко. – К. : КПІ імені Ігоря Сікорського, 2025. – 236 с.
42. Мазур, М.П. *Основи теорії різання матеріалів* / М.П. Мазур, Ю.Н. Внуков, А.І. Грабченко, В.Л. Доброскок, В.О. Залога. – Львів : Новий світ-2000, 2025. – 457 с.
43. Lyashko, V.A. Comparative durability of materials in wear // V.A. Lyashko, M.M. Potemkin, S.A. Klimenko // *Wear.* – 1998. – 216. – P. 239–243.

Наукове видання

**Клименко Сергій Анатолійович  
Коваленко Яна Павлівна  
Коломієць Володимир Володимирович  
Мельнійчук Юрій Олексійович  
Мельничук Петро Петрович  
Ночвай Володимир Матвійович  
Пилипенко Олександр Михайлович  
Полонський Леонід Григорович**

**Обробка різанням деталей з покриттями**  
Монографія

Електронне видання

*Технічний редактор:* Клименко Сергій Анатолійович

*Комп'ютерний дизайн та верстка:* Коваленко Яна Павлівна

Державний університет «Житомирська політехніка»  
м. Житомир, вул. Чуднівська, 103, 10005