М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок,
В.О. Залога, Ю.К. Новосьолов, Ф.Я. Якубов

Основи теорії різання матеріалів



Підручник

**М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога,
Ю.К. Новосьолов, Ф.Я. Якубов**

Основи теорії різання матеріалів

Затверджено Міністерством освіти і науки України як підручник для студентів вищих навчальних закладів, які навчаються за напрямами підготовки «Інженерна механіка» та «Машинобудування»

«Новий світ – 2000»
Львів 2011

УДК 621.91. (075.8)
ББК 34.63-1я73
М 75

Затверджено Міністерством освіти і науки України як підручник для студентів вищих навчальних закладів, які навчаються за напрямами підготовки «Інженерна механіка» та «Машинобудування». Лист № 1/11-4006 від 10.06.2009.

Рецензенти: доктор технічних наук, професор, заступник директора з наукової роботи ІНМ ім. В.М.Бакуля НАН України, лауреат Державної премії України С.А.Клименко
доктор технічних наук, професор, директор Інституту промислових технологій, дизайну та менеджменту Одеського національного політехнічного університету В.М.Тонконогий

Рекомендовано до друку Вченими радами Запорізького національного технічного університету (Протокол №3 від 10.11.2008 року) та Хмельницького національного університету (Протокол №5 від 19.11.2008 року).

Видання 2-е перероблене і доповнене

М 75 Мазур М.П. та інш.

Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів : підручник [для вищ. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога, Ю.К. Новосьолов, Ф.Я. Якубов ; під заг. ред. М.П. Мазура. – 2-е вид. перероб. і доп. – Львів : Новий світ-2000, 2011. – 422 с.

В підручнику висвітлені основні процеси, що мають місце при обробленні різанням різних матеріалів, як то: кінематика процесів оброблення, геометричні параметри лез інструментів та зрізуваного шару, стружкоутворення, контактні явища на поверхнях інструменту, теплові процеси, зношування інструментів, формування обробленої поверхні заданої якості. Подані рекомендації щодо раціональної експлуатації інструментів та призначення оптимальних режимів різання. Викладені питання про особливість різання на сучасному автоматизованому устаткуванні, оброблюваності матеріалів та способів її покращення, в тому числі: вібраційне різання, різання з підігрівом, тощо. Розглянуті особливості надшвидкісного оброблення матеріалів.

Для студентів вищих навчальних закладів, які навчаються за напрямами підготовки «Інженерна механіка» та «Машинобудування», а також спеціалістів, магістрів, аспірантів машинобудівних спеціальностей та інженерно-технічних працівників машинобудівних підприємств.

© Мазур М.П., Внуков Ю.М., Доброскок В.Л., Залога В.О., Новосьолов Ю.К., Якубов Ф.Я., 2012
© ХНУ, оригінал макет, 2012, © ЗНТУ, оригінал макет, 2012
© «Новий Світ – 2000», 2012

ISBN 978-966-418-105-8

ВСТУП

1.1. Місце і значення оброблення різанням серед інших методів формоутворення поверхонь деталей

Машинобудування покликане грати провідну роль у прискоренні науково–технічного прогресу у народному господарстві нашої країни. Характерними рисами його розвитку є автоматизація технологічних процесів, широке впровадження робототехніки, висока продуктивність праці. Серед різних технологій, вживаних у машинобудуванні, оброблення різанням є одним із основних методів отримання точних деталей машин. Оскільки вимоги до точності машин і приладів постійно підвищуються, стає безперечною перспективність розвитку процесів механічного оброблення. Їх універсальність і гнучкість забезпечують переваги перед іншими способами виготовлення деталей, особливо для невеликих партій виробів в індивідуальному і серійному виробництві.

Аналіз показує, що обробленням різанням одержується найвища точність і якнайкраща якість обробленої поверхні. Процес різання є найбільш економічним. Способи різання мають ту істотну перевагу, що при частій зміні об'єктів виробництва вони характеризуються високою маневреністю, а тривалість підготовки операцій нового виробництва та їх вартість менші для оброблення різанням, чим при виготовленні деталей методами прецизійного литва або штампуванням. Енергоємність процесу різання значно менша, ніж енергоємність процесів литва чи оброблення тиском. Процес різання дуже добре піддається автоматизації (перші системи ЧПК були створені саме для металорізальних верстатів).

Одним з основних недоліків процесу різання є перетворення частини оброблюваного матеріалу у стружку – тобто, відходи. Аналіз, проведений у 1957 р. у США [4], показав, що за рік було виплавлено 100 млн. тонн сталі, з яких більше 15 млн. тонн було переведено у стружку, що складає, приблизно 10%. Тому довгий час вважалося, що процес різання у майбутньому буде замінений іншими методами механічного оброблення, будуть створені так звані безвідходні технології виготовлення деталей (методи точного литва, пластичної деформації, порошкової металургії та ін.). Проте, не дивлячись на ці прогнози, питома вага оброблення різанням на машинобудівних підприємствах за багато десятиліть фактично не міняється і складає 50–70%.

Передбачалося також, що процес різання буде замінений сучасними спеціальними методами оброблення: електрофізичними і електрохімічними. Проте, як виявилось, енергоємність цих методів значно вища, ніж при обробленні різанням (таблиця. 1.1 і 1.2). Це і визначило найбільш ефективну сферу застосування перерахованих методів: оброблення виробів з матеріалів, що важко, або зовсім не піддаються різанню і формування на виробах складних профілів або отворів особливо малих діаметрів.

Таким чином, не дивлячись на значні досягнення у розробці технологічних процесів отримання точних заготовок, що наближаються до форми остаточно обробленого виробу, а також, не дивлячись на великий прогрес, досягнутий у створенні електрофізичних і електрохімічних методів оброблення матеріалів, є всі підстави вважати, що і надалі оброблення матеріалів різанням займатиме значне місце у технології виготовлення машин. Проте його об'єм скорочуватиметься за рахунок зменшення чорнових обдирних операцій і зростатиме при виконанні чистових і викінчувальних операцій

Таблиця 1.1. Енергетичні показники різних способів оброблення різанням (за даними В.Н. Подураєва)

Спосіб різання	Площа зрізуваного шару мм^2	Питома енергія 10^3 Дж/см^3	Швидкість різання м/с	Продуктивність об'ємна см^3/с
Обточування	1,0	0,5…0,7	1,5…7,5	5×10^{-2}…5×10
Протягування	0,5	2,5…3,7	0,01…0,1	4×10^{-3}…1×10^{-1}
Фрезерування	0,3	5,0…7,5	2…6	2×10^{-3}…1,0
Розсвердлювання	0,1	12…30	0,15…1,6	5×10^{-3}…5×10^{-1}
Шліфування	5×10^{-5}	55…70	25…30	5×10^{-3}…2×10^{-2}

Таблиця 1.2. Енергоємність різних процесів зняття поверхневого шару металу з виробу (за даними акад. В.І.Дікушина)

Вид оброблення	Необхідна потужність для видалення 1 кг припуску за 1 хв при обробленні сталі, кВт
Різання лезовим інструментом	1…1,5
Різання абразивним інструментом	10
Електроіскрове оброблення	100
Оброблення електронним променем	1000
Оброблення лазерним променем	5000…10000

Вдосконалення існуючих і створення нових методів та практичних прийомів оброблення матеріалів різанням неможливе без використання досягнень науки про різання матеріалів, яка є базою для галузі технології машинобудування. Якщо не спиратися на теоретичні основи процесу різання матеріалів, то неможливо ні спроектувати науково обґрунтований технологічний процес, ні дати оцінку його ефективності. Продуктивність і собівартість технологічного процесу визначаються часом, який витрачається на виконання окремих операцій, і залежить від встановлених на них режимів різання. Призначення режиму різання неможливе без знання основних законів продуктивного різання, що базуються на процесах, які відбуваються у зоні деформації і на контактних поверхнях інструменту.

Якість деталей, що випускаються, визначається точністю їх геометричних форм і шорсткістю обробленої поверхні. При певній жорсткості деталі похибки форми залежать від величини і напряму сил, діючих у процесі оброблення. Таким чином, їх потрібно знати й уміти визначати.

Похибки форми деталі, викликані розігріванням заготовки та інструменту, можна розрахувати, знаючи їх температуру, для чого необхідно мати дані про теплові явища, супутні перетворенню зрізуваного шару, на стружку.

Надійність функціонування технологічного процесу визначається можливими відмовами по точності оброблення і втрати ріжучої здатності інструменту. Це можливо встановити на підставі вивчення фізичної природи і закономірностей зношування та руйнування інструментів і знання теорії їх стійкості.

Проектування металорізальних інструментів починається з вибору геометричних параметрів їх ріжучої частини. Оптимальні величини цих параметрів, при яких

період стійкості інструменту максимальний, визначаються фізичними процесами, що відбуваються на контактних поверхнях інструменту.

Для підвищення довговічності інструменту велике значення має правильний вибір інструментального матеріалу. Його проводять на підставі знання закономірностей контактування пари – матеріал інструменту та оброблюваний матеріал, а також контактних напружень.

При проектуванні металорізальних верстатів задають діапазони зміни подачі, числа обертів шпинделя та ефективну потужність верстата. Вибір цих параметрів проводять на основі раціональних режимів різання при одноінструментному і багатоінструментному обробленні. Розрахунки на міцність, жорсткість і довговічність, вібростійкість окремих деталей і вузлів верстата здійснюють, використовуючи силові і динамічні закономірності процесу різання.

Застосування у машинобудуванні нових важкооброблюваних конструкційних матеріалів, підвищення рівня автоматизації металорізальних операцій і створення самоналагоджувальних систем, підвищені вимоги до точності і якості оброблення ставлять перед наукою про різання матеріалів ряд нових проблем [1]. Наприклад, різання важкооброблюваних, пірофорних і отруйних матеріалів показало необхідність іншого підходу до призначення режимів різання і конструкції інструментів, чим традиційний. Для оброблення конструкційних матеріалів у космосі потрібні нові методи, оскільки виключно високий вакуум руйнує окисні плівки і приводить до зварювання інструментів із заготовкою.

Сучасне машинобудування значно відрізняється від традиційного з його потоковою технологією і автоматичними лініями. Гнучкі виробничі системи працюють у постійно змінюваних умовах, що, поза сумнівом, накладає відбиток на фізичні закономірності процесів, що відбуваються у зоні різання. Прогресивне металообробне устаткування дозволяє широко використовувати комбінації різних видів енергії, наприклад механічної і теплової, механічної та хімічної і т.п. Кількість подібних проблем вельми велика.

У цьому плані все більше відкривається значний потенціал вдосконалення процесів оброблення різанням стосовно нанометричного діапазону. Перехід у нанообласть дозволяє вирішувати технологічні задачі на атомно-молекулярному рівні і добиватися таких вихідних показників процесу оброблення, яких традиційними методами досягти неможливо. З'явилися передумови для використання ідеальних (граничних) систем нанорізання, усі складові яких є нанооб'єктами. Величезного прогресу добилися творці інструментарію нанотехнологій, насамперед зондовых скануючих мікроскопів.

Тому вивчення теорії різання як базової дисципліни машинобудування дозволить майбутньому фахівцеві успішно оволодіти питаннями проектування металорізальних верстатів, інструментів і технології механічного оброблення деталей машин і приладів.

1.2. Історія розвитку науки про різання матеріалів

Процес різання почав широко використовуватися на машинобудівних підприємствах з другої половини XVIII сторіччя. Відповідно все більше виникало питань, пов'язаних з його використанням, через що необхідно було проводити відповідні дослідження.

Наука про різання матеріалів – відносно молода наука. Перша опублікована праця у цій області відноситься до 1848 р. і належать Кокільє, який визначив сили опору різанню, що виникають при свердлінні стволів гармат із кованого заліза. У 1850 і 1864 р.р. досліди Кокільє для обточування повторюють Кларінваль і Жоссель (Жосселен). Проте ці дослідники обмежувалися тільки фіксацією отриманих результатів, не вдаючись до суті явищ, що їх визначають.

Розвиток науки про різання можна умовно розділити на чотири періоди [2]. У перший період (1848–1917 р.р.) визначалося, що потрібно вивчати у процесі різання і як вивчати, створювалися перші вимірювальні прилади (динамометри та ін.). Основоположником наукового підходу до різання матеріалів є російський учений І.А.Тіме, який у 1868–1869 р.р. на Луганському паровозобудівельному заводі проводив досліди по струганню різних матеріалів, описані ним у книзі «Опір металів і дерева різанню» (1870 р.). Запропонована ним класифікація типів стружок, встановлене явище усадки стружки, поняття про кут сколювання, перша формула для визначення сили різання при струганні різних за властивостями матеріалів – використовуються у науці про різання і понині [3].

Теорія І.А.Тіме знайшла подальший розвиток у роботах В.Л.Чебишева, А.П.Афанасьева, А.В. Гадоліна, Т.І. Тихонова, Б.Г. Соколова Я.Г. Усачова, А.А.Брікса і, особливо, К.О.Зворикіна, який поставив у Харківському технологічному інституті ряд видатних за методикою і результатами дослідів із визначення сил при різанні. У 1914 р. з'являються дослідження Я.Г.Усачова в області стружкоутворення, вивчення наросту і теплових явищ при різанні.

Із зарубіжних учених у цей період, перш за все, слід зазначити роботу американського промисловця і економіста Ф.Тейлора, творця швидкорізальної сталі. У своїй роботі «Мистецтво різати метали» (1896 р.) він вперше розглядає питання зносу і стійкості ріжучого інструменту, пропонує емпіричні формули степеневого типу, що зв'язують швидкість різання з подачею і глибиною різання.

Другий період (1918–1945 р.р.) характерний створенням наукових шкіл, як у колишньому Радянському Союзі, так і за кордоном; організацією на крупних заводах лабораторій різання (ГАЗ, ЗІЛ, Уралмаш, ХТЗ та ін.), створенням спеціальних науково-дослідних інститутів (ВНДІінструмент, ЭНИМС, ЦНДІТМАШ, НДІавтопром та ін.), накопиченням експериментального матеріалу при дослідженні сил різання, зносу інструменту, допустимої швидкості різання та ін. У цих роках спочатку у Німеччині (1927р.) а потім у СРСР (1929р.) був створений принципово новий інструментальний матеріал – твердий сплав. Становлення галузі виробництва цих сплавів в Україні пов’язано з «Укртвердосплавом», пізніше – Інститутом надтвердих матеріалів і його засновником – В.М.Бакулем.

У цей період були створені наукові школи у МВТУ ім. Н.Е. Баумана (І.М. Беспрозванний, Г.І.Грановський), МАІ (В.А.Кривоухов), МАТІ (А.І.Каширін, А.М.Данієлян), Томському політехнічному інституті (А.М.Розенберг), Горьковському політехнічному інституті (М.І.Клушин), Київському політехнічному інституті (С.С.Рудник), Харківському політехнічному інституті (Н.Й.Рєзников, М.Ф.Семко) та в ін.

Одним з підсумків цих робіт у НДІ, заводських лабораторіях і вузах була розробка загальномашинобудівних нормативів з режимів різання під спільним керівництвом комісії з різання металів при Народному комісаріаті важкої промисловості (голова Е.П.Надеїнська).

За кордоном у цьому періоді були створені наукові школи І.Д.Армарего (Австралія), П.Окслі (Англія), М.Мерчента (США), Х.Опитца, І.Г.Шлезінгера (Німеччина), Н.Такоями (Японія).

Третій період (1946–1990 р.р.) слід вважати часом розквіту наукових досліджень в області оброблення матеріалів різанням. Різко зросло число учених, що працюють у цій області. Зміцнилися (кількісно і якісно) вже створені наукові школи, створювалися нові: ЦНДІТМАШ (М.М.Зорєв), Грузинський політехнічний інститут (Т.Н.Лоладзе), Київський політехнічний інститут (В.А.Остафьєв) Куйбишевські авіаційний і політехнічний інститути (Н.Й.Рєзников, А.Н.Рєзников, Б.А.Кравченко), Тульський політехнічний інститут (С.С.Петрухін, В.Ф.Бобров), Уфимський авіаційний інститут (А.Д.Макаров), Рибінський авіаційний інститут (С.С.Силін), Харківський політехнічний інститут (М.Ф. Семко, В.І.Дрожжин, А.І.Грабченко) [5] та ін.

Для вивчення різних сторін процесу різання широко застосовуються високошвидкісна кінозйомка, поляризаційно-оптичний метод, метод радіоактивних ізотопів, рентгеноскопія і електроноскопія, сканування і тому подібне Розроблена спеціальна апаратура, що дозволяє проводити фізичні дослідження процесу різання. Великий експериментальний матеріал, накопичений у результаті проведених досліджень, дозволив приступити до розробки загальної теорії процесу різання. Цей період характерний створенням теоретичних моделей процесу різання, теоретичних методів розрахунку основних характеристик процесу – сил різання, температур, характеристик руйнування і зносу ріжучих інструментів та ін.

На підставі цих досліджень з'явилося багато наукових монографій і підручників, а узагальнюючою працею на багато років стала книга «Розвиток науки про різання металів» (велика група авторів, голова редакційної колегії М.М.Зорєв).

Четвертий період (1991р.– по наш час) пов'язаний зі зниженням наукової діяльності у зв'язку з розривом наукових зв'язків між колишніми республіками СРСР, відсутністю фінансування, розпадом багатьох машинобудівних підприємств та ін. Проте і у цей час в Україні продовжуються роботи з дослідження фізики процесу різання (Запоріжжя, Київ, Харків, Хмельницький), вивченню напруженого стану у ріжучому інструменті (Запоріжжя, Київ, Суми, Харків, Хмельницький), застосуванню екологічно чистого мастильно-охолоджувального технологічного середовища (Сімферополь), створенню теоретичних моделей зносу ріжучого інструменту (Хмельницький), вивченню і практичному використанню процесів абразивного і алмазного оброблення (Донецьк, Київ, Севастополь, Харків, Одеса) і т.д.

В той же час у всьому світі та у нас (Київ, Суми, Одеса, Харків, Хмельницький) поширення набув напрям комп'ютерного моделювання процесів, що відбуваються при різанні матеріалів: тертя, напруженого стану зони різання, теплових процесів тощо. Стало можливим:

1) створення методів і систем комп'ютерного розрахунку оптимальних режимів різання;
2) створення методів прогнозуючого моделювання і автоматизованої підготовки керуючих програм для верстатів з ЧПК;
3) визначення оптимальних конструкцій ріжучих інструментів і умов застосування адаптивних систем керування, тощо.

Прогрес у технології механічного оброблення досягається у результаті винахідливості і досвіду, логічного мислення і наполегливої праці багатьох тисяч практичних працівників і учених, пов'язаних з областями різання матеріалів. Всі вони постійно

намагаються знайти вирішення нових проблем, викликаних появою невідомих раніше матеріалів, обмеженням швидкості оброблення або необхідністю забезпечення досяжної точності та багатьма іншими причинами. Проте якими б компетентними вони не були, мало знайдеться фахівців, хто б не розумів, що вони зможуть краще вирішувати проблеми, що виникають перед ними, володіючи більш глибокими знаннями про процеси, що виникають у зоні різання і на поверхнях інструмента.

Саме те, що відбувається у дуже невеликому об'ємі матеріалу навколо ріжучої кромки, визначає показники роботи ріжучого інструмента, оброблюваність матеріалів і сплавів, якість обробленої поверхні.

У цій книзі зроблена спроба узагальнити накопичені знання про процеси у зоні різання на підставі раніше опублікованих робіт, власних досліджень авторів і досліджень багатьох їх колег.

Підручник складається із 14 розділів і післямови. Авторами розділів є: д.т.н., проф. М.П. Мазур (вступ, розділи 2, 4, 6, 7, 8, 10, 11, 14), д.т.н., проф. Ю.М. Внуков (розділи 2, 3, 5, 7, 8), д.т.н., проф. В.Л. Доброскок (розділ 13), д.т.н., проф. В.О. Залога (розділи 2, 7, 9, 10, післямова), д.т.н., проф. Ю.К.Новосьолов (розділ 13), д.т.н., проф. Ф.Я. Якубов (розділ 12).

Автори виражають подяку рецензентам і усім, хто сприяв підготовці і публікації цієї книги.

Література

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган: ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
3. Русские ученые – основоположники науки о резании металлов / под. ред. К.П. Панченко. – М. : Машгиз, 1952. – 480 с.
4. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
5. Жорнік Н.І. Діяльність науково-технічної школи професора М.Ф.Семка у контексті розвитку науки про різання матеріалів в Україні: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : 05.28.01 / Н.І. Жорнік ; Харк. націон. техн. ун-т «ХПІ». – Харків, 2005. – 20 с.

РОЗДІЛ 2. ОСНОВНІ ПОНЯТТЯ, ТЕРМІНИ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕОРІЇ РІЗАННЯ МАТЕРІАЛІВ

Поняття ***оброблення або обробки*** пов'язане з дією, спрямованою на зміну властивостей предмета праці (заготовки) при виконанні технологічного процесу. У залежності від виду застосовуваної енергії для впливу на заготовку, оброблення може бути механічним, термічним, хімічним, електричним та ін. Під ***механічним обробленням*** розуміють оброблення заготовки тиском або різанням.

2.1. Класифікація основних способів і видів оброблення поверхонь різанням

Оброблення різанням полягає в утворенні нових поверхонь шляхом відділення зрізуваного шару *5* із заготовки *3* (рис.2.1) різальним лезом інструмента *1* із різальною кромкою *4* з утворенням стружки *2* із метою досягнення заданих властивостей (форми, розмірів, точності, шорсткості, фізико-механічного стану) обробленої поверхні *6* і поверхневого шару. **Лезо інструмента** – клиноподібний елемент різального інструмента, створений для проникнення в матеріал заготовки і відділення стружки. **Стружка** – деформований і відділений в результаті оброблення різанням поверхневий шар матеріалу заготовки, що складає припуск.

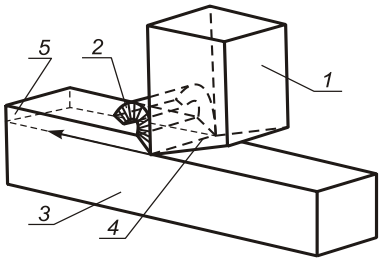


Рисунок 2.1. Загальна схема оброблення різанням

Для того, щоб різальний інструмент міг зрізати з заготовки припуск, йому, заготовці або їм обом надають рухи з певними напрямками і швидкостями. Залежно від співвідношення швидкостей рухів, що здійснюють інструмент і заготовка, розрізняють різні методи оброблення. Один з цих рухів, що є необхідним для реалізації процесу перетворення зрізуваного шару у стружку і відбувається з найбільшою швидкістю називають ***головним рухом різання*** – D_r, а інші — рухом або рухами подачі D_s (рис.2.2). Рух подачі D_s прямолінійний чи обертальний рух різального інструмента або заготовки, швидкість якого менше за швидкість головного руху різання, вводиться для того, щоб поширити відділення зрізуваного шару на всю оброблювану поверхню. Рух подачі може бути неперервним (обточування, свердлування і т.п.) чи перервним. Перервний рух подачі може здійснюватись у перервах циклів різання, наприклад, при струганні (рис.2.2,б).

Швидкість головного руху різання V[1] – швидкість заданої точки різальної кромки або заготовки у головному русі. Швидкість руху подачі V_s – швидкість заданої точки різальної кромки або заготовки у русі подачі. Як випливає із всього сказаного, характерною ознакою головного руху різання є те, що його швидкість V у багато разів перевищує швидкість руху подачі V_s.

На рис. 2.2 зображені схеми найбільш поширених видів оброблення: ***поздовжнього обточування (точіння) (а) стругання (б) свердління (в) і фрезерування (г)***. При струганні головним рухом різання є прямолінійний рух (у цьому випадку) різця, а рухом подачі – прямолінійний рух заготовки, здійснюваний після кожного подвійного

[1] *Не дивлячись на те, що згідно з ДСТУ 2249 – 93 [9] позначення швидкості головного руху різання (швидкості різання) – v, у даному підручнику, як практично і у всій технічній та довідковій літературі прийнято позначення* ***V.***

ходу інструмента. При поздовжньому обточуванні, свердлінні, фрезеруванні головним рухом різання є обертовий рух заготовки (обточування) або інструмента (свердлування чи фрезерування), а рухом подачі, що відбувається одночасно з головним рухом різання – прямолінійний поступальний рух інструмента (при обточуванні і свердлуванні або заготовки (при фрезеруванні).

Слід особливо відмітити, що сутність того або іншого виду оброблення визначається тільки співвідношенням швидкостей виконуваних рухів і не залежить від того, чи надається рух різання і подачі інструменту або заготовці [1]. Наприклад, якщо при струганні рух різання надають різцю, то це відповідає обробленню на поперечно-стругальному верстаті, а якщо заготовці – то на поздовжньо-стругальному верстаті. При свердлінні на свердлильному верстаті обертовий головний рух різання здійснює свердло, а на токарному верстаті – заготовка. Відповідно рух подачі може виконувати як інструмент, так і заготовка.

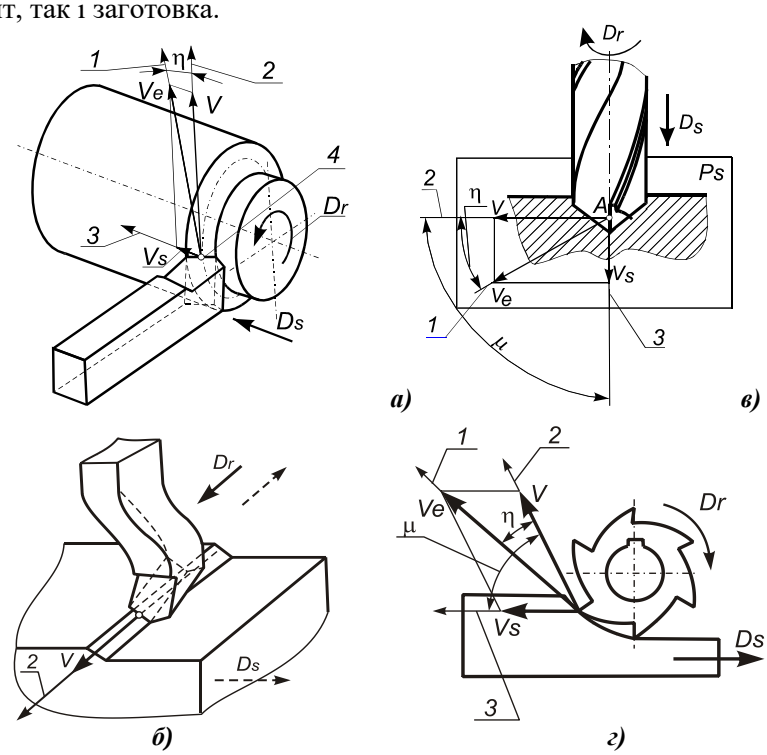
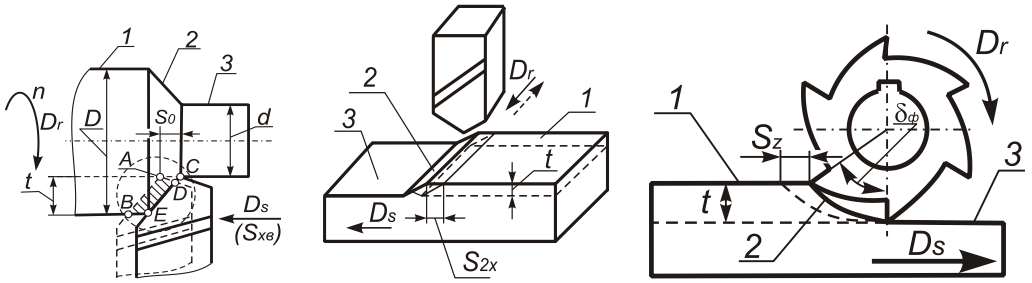


Рисунок 2.2. Елементи рухів у процесі різання: *а) при обточуванні; б) при струганні; в) при свердлінні; г) при фрезеруванні; 1) напрямок швидкості результуючого руху різання – V_e; 2) напрямок швидкості головного руху різання – V; 3) напрямок швидкості руху подачі – V_s*

В технічній літературі швидкість головного руху різання називають **швидкістю різання**, а замість поняття швидкість руху подачі частіше вживається термін **подача**.

Подача – відношення відстані, пройденої заданою точкою різальної кромки інструмента або заготовки уздовж траєкторії цієї точки у ході руху подачі, до відповідного числа циклів або частин (доль) циклу іншого руху під час різання.

Під ***циклом руху*** розуміють один повний оберт при обточуванні (рис. 2.3, а), хід або подвійний хід різального інструмента або заготовки при струганні чи довбанні (рис. 2.3,б), а ***часткою циклу*** може бути поворот багатозубого інструменту, наприклад, фрези на один кутовий крок $\delta_ф$ (рис. 2.3, в). Виходячи з цього, розрізняють подачі:



а) *б)* *в)*

Рисунок 2.3. Види подач при різанні лезовим інструментом: *а) подача на оберт при обточуванні S_o (S); б) подача на подвійний хід при струганні S_{2x}; в) подача на зуб при фрезеруванні S_z ; 1 – оброблювана поверхня; 2 – поверхня різання; 3 – оброблена поверхня*

- **подача на оберт** *S* (S_o), мм/об – подача інструмента, що відповідає одному обертові заготовки або інструмента;

- **подача на зубець (зуб)** S_z , мм/зуб – подача, що відповідає поворотові інструмента на один кутовий крок зубців $\delta_ф$ (рис. 2.3, в), при цьому $S = S_z \cdot z$, де z – число зубців різального інструмента;

– **подача на хід** S_X , мм/хід – подача, що відповідає одному ходу інструмента або заготовки. Наприклад, при шліфуванні подачу у поперечному напрямі D_{s1} (рис. 13.2) можна здійснювати як на хід, так і на подвійний хід іншого (подовжнього) руху подачі D_{s2};

- **подача на подвійний хід** S_{2X}, мм/подв.хід – подача, що відповідає одному подвійному ходові заготовки або інструмента. Подачу на подвійний хід використовують при струганні (рис.2.3, б), довбанні, шліфуванні та деяких інших видах оброблення.

- **хвилинна подача** $S_{хв}$, мм/хв. – величина переміщення інструмента чи заготовки за одну хвилину часу. $S_{хв} = S \cdot n = S_z \cdot z \cdot n$, де n – число обертів за хвилину заготовки або інструмента (частота обертання).

Рухи подачі можуть різнитися за напрямками (рис. 2.4). Так, при обточуванні переміщення різця паралельно осі заготовки називають ***поздовжньою подачею*** (рис. 2.4,а), а перпендикулярно до осі – ***поперечною*** (рис. 2.4, б, в).

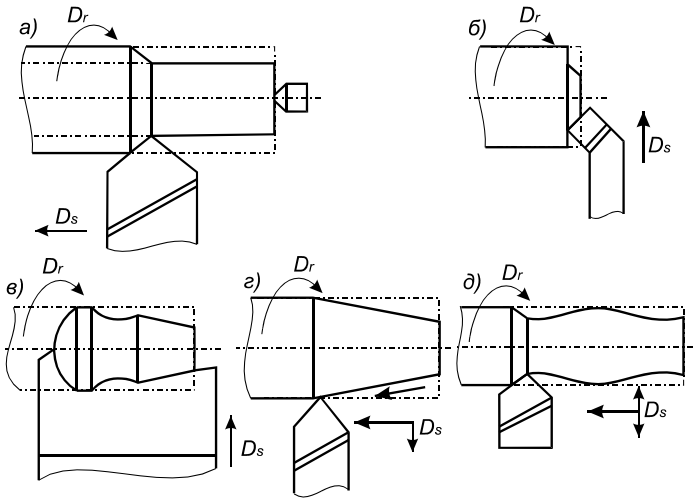


Рисунок 2.4. Головні рухи і рухи подачі при обробленні різних поверхонь деталей обточуванням: *а – циліндричної; б – торцевої; в, д – фасонної; г – конічної*

При цьому утвориться, відповідно, деталь циліндричної чи фасонної форми (див. рис.2.4, а, в) або плоский торець, перпендикулярний до осі обертання (див. рис.

2.4, б). Можна здійснювати одночасний рух подачі у подовжньому і поперечному напрямі. При такому комбінованому русі при обточуванні утворюється конічна або фасонна поверхні (див. рис. 2.4, г,д).

В залежності від того, відбуваються рухи різання і подачі одночасно або нарізно, всі інструменти ділять на дві групи: інструменти з ***простим і складним робочим рухом***. Якщо рух подачі відсутній у той час, коли відбувається рух різання, то інструмент здійснює простий робочий рух (див. рис. 2.3,б). Якщо ж рух різання і рух подачі відбуваються одночасно, то інструмент виконує складний робочий рух (див. рис. 2.3, а,в), що називається **результуючим рухом різання D_e** – сумарним рухом різального інструмента, що включає головний рух різання і рух подачі. **Швидкість результуючого руху різання V_e -** швидкість заданої точки різальної кромки у результуючому русі.

Більшість різальних інструментів (токарні різці, свердла, зенкери, розвертки, фрези та ін.) працюють зі складним робочим рухом. Інструментів із простим робочим рухом значно менше. До них можна віднести стругальні і довбальні різці, протяжки та деякі інші інструменти.

Додавання швидкостей V і V_s дозволяє визначити швидкість результуючого руху різання V_e (див. рис. 2.2). Вектор цієї швидкості $\vec{V}_e$ завжди дотичний до траєкторії результуючого руху D_e даної точки інструмента. При струганні траєкторією результуючого руху є пряма лінія, а при обточуванні – гвинтова лінія із віссю, що збігається із віссю заготовки. Але через те що вектор $\vec{V}_s$ значно менший у порівнянні з вектором $\vec{V}$, то швидкість результуючого руху різання $\vec{V}_e$ за величиною мало відрізняється від швидкості головного руху V.

На оброблюваній заготовці при знятті стружки розрізняють три поверхні: ***оброблювану,*** котра частково або повністю видаляється при обробленні; ***оброблену***, створену на заготовці у результаті оброблення; і ***поверхню різання***, утворену різальною кромкою інструмента у ході результуючого руху різання (рис. 2.5).

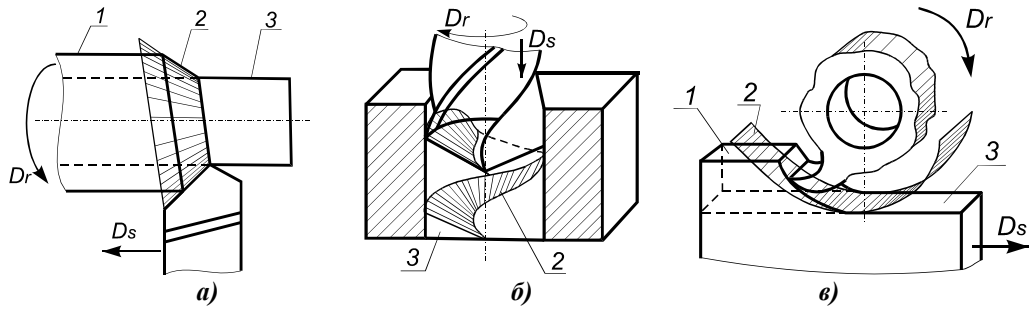


Рисунок 2.5. Поверхні при обточуванні (*а*), свердлінні (б), циліндричному фрезеруванні (в): *1 – оброблювана; 2 – різання; 3 – оброблена*

Поверхня різання є перехідною між оброблюваною та обробленою поверхнями, вона існує тільки під час різання і, як правило, зникає після закінчення оброблення. Поверхня різання із геометричної точки зору утворена сукупністю траєкторій відносного результуючого руху точок різальної кромки інструмента. Тому її форма визначається формою різальних кромок інструмента і комбінацією рухів заготовки та інструмента у процесі різання. При струганні поверхня різання є площиною, а при поздовжньому обточуванні, свердлуванні (рис.2.5, а) – конволютною гвинтовою поверхнею.

Розмір зрізуваного шару *t*, виміряний по нормалі до напряму руху подачі D_s (чи по нормалі до обробленої поверхні *3*), називається глибиною різання (див. рис.2.3).

Якщо формоутворення деталі розглядати тільки з геометричної точки зору, то реальна форма обробленої поверхні утворюється незрізаними ділянками поверхні різання і залежить від форми останньої. Тому для розглянутих методів оброблення (див. рис. 2.3) оброблена поверхня 3 являє собою сукупність гребінців, окреслених двома площинами при струганні (рис. 2.6, а), а при обточуванні – двома гвинтовими поверхнями (рис. 2.6, б).

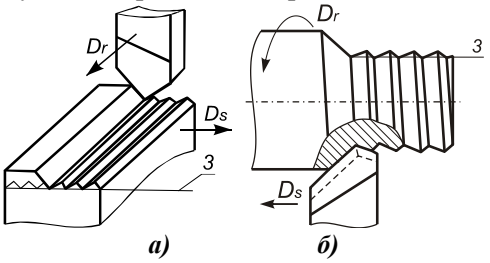


Рисунок 2.6. Реальна форма обробленої поверхні при струганні а) і обточуванні б)

У сучасній промисловості використовуються різальні інструменти, що відрізняються один від одного кінематикою руху, видом устаткування, способом виготовлення, матеріалом різальної частини, конструктивним виконанням тощо. Однак у кожному з них можна виділити одне або кілька різальних лез (за формою клину), що створені для зрізання шару металу (припуску). Форма різальних лез окреслюється певними поверхнями, визначається геометричними параметрами різальної частини інструмента і безпосередньо впливає на умови різання Як правило, особливості геометрії будь-яких складних інструментів вивчають на основі форми, понять і визначень найпростішого інструмента – токарного різця.

Різець (рис. 2.7) складається із двох частин: робочої (*I*) – різального леза, що має необхідні різальні елементи, та кріпильної частини (*II*), що служить для фіксації леза, а також для базування та закріплення різця на верстаті. Різальне лезо утворюється передньою і задньою поверхнями.

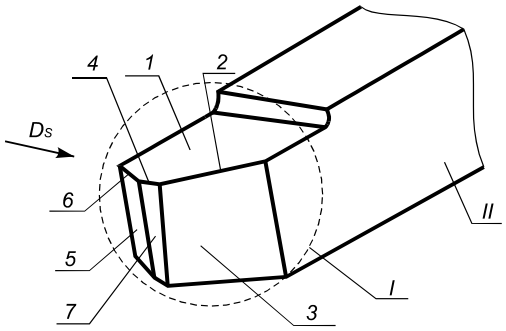


Рисунок 2.7. Елементи конструкції, поверхні та кромки на робочій частині лезових інструментів

Передньою поверхнею *1* (A_γ) називають таку поверхню інструмента, якою у процесі різання він контактує зі зрізуваним шаром і стружкою.

Поверхні леза інструмента, що контактують в процесі різання із поверхнями заготовки (різання та обробленою) називаються ***задніми поверхнями***. Передня і задні поверхні інструмента можуть бути ввігнутими, опуклими поверхнями, площинами або їхніми комбінаціями.

Головна задня поверхня *3* (A_α) є поверхнею інструмента, що контактує з поверхнею різання заготовки. Крім головної, на деяких інструментах утворюється допоміжна задня поверхня *5* (A'_α), що контактує із обробленою поверхнею.

Лінія перетину передньої і задніх поверхонь називається різальною кромкою. ***Головна різальна кромка*** **К** (*2*) – частина різальної кромки, що формує більшу сторону *BA* перерізу зрізуваного шару *BADE* (див. рис. 2.3,а). ***Допоміжна різальна кромка*** **К'** (*6*) - частина різальної кромки, яка формує меншу сторону *AD* перерізу зрізуваного шару *BADE*. У залежності від типу інструмента допоміжних задніх поверхонь на ньому може бути більше чим одна (наприклад, відрізний різець), або може не бути зовсім (наприклад, осьова циліндрична фреза).

Частина різального леза у місці перетину двох задніх поверхонь (чи головної і допоміжної різальних кромок) утворює вершину леза. Для покращення роботи інструмента часто різальну кромку вершини леза окреслюють дугою кола радіуса $r_в$ (**радіус вершини**) або прямою лінією довжиною l_0 (рис.2.8). В останньому випадку утворюється перехідна різальна кромка *4* ($К_п$) у місці перетину передньої поверхні з перехідною задньою поверхнею *7* (A''_α).

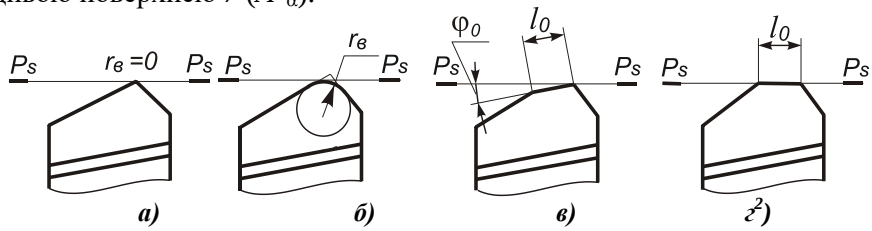


Рисунок 2.8. Оформлення різальних кромок вершини різальних інструментів

У інструментів, де вершина неявно виражена чи відсутня (круглі, безвершинні різці з довгою прямолінійною різальною кромкою) різальна кромка умовно ділиться на головну і допоміжну точкою, якою інструмент при його встановлення на верстаті безпосередньо формує оброблену поверхню.

Незалежно від способу остаточного загострювання різального леза воно не може бути сформовано ідеально гострим. В дійсності передня і задня поверхні леза з'єднуються за допомогою деякої заокругленої поверхні, що характеризується **радіусом заокруглення різальної кромки** ρ (рис. 2.9). Для інструментів різних типів цей радіус знаходиться у межах 0,005…0,05 мм.

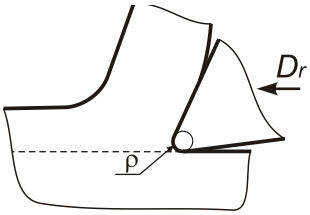


Рисунок 2.9. Форма вершини різального леза

Існуюче у наш час розмаїття способів оброблення різанням, конструкцій і геометрії інструментів, властивостей оброблюваних матеріалів, широкі межі зміни режимів різання обумовлюють практично безмежне число можливих комбінацій умов різання. Однак всі вони можуть бути зведені до порівняно невеликого числа основних типів оброблення різальним лезом. Їхня класифікація, як правило, виконується за наступними ознаками:

1. За кількістю різальних кромок, що приймають участь у різанні – ***вільне і невільне***. При вільному різанні у роботі бере участь тільки одна **прямолінійна** різальна кромка – головна (рис. 2.10, а,б).

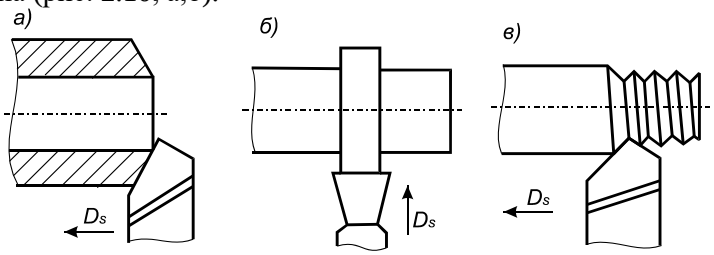


Рисунок 2.10. Приклади вільного (а, б) і невільного (в) різання

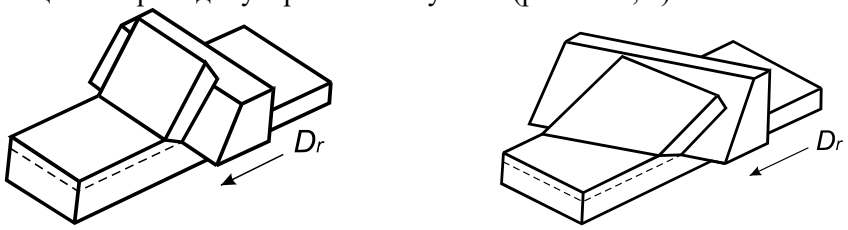
У цьому випадку всі ділянки різальної кромки знаходяться практично у однакових умовах, а напрямки сходу елементів стружки на них практично паралельні.

На практиці набагато частіше доводиться мати справу із процесом невільного рі-

[2] такий різець (див. рис. 2.8г) у технічній літературі відомий під назвою «різець Колесова»

зання, при якому допоміжна різальна кромка залежно від радіуса вершини різця $r_в$, кута її нахилу і подачі *S* приймає більшу або меншу участь. Ця кромка створює, так назване, вторинне різання на додаток до головного, здійснюваного головною різальною кромкою (див. рис. 2.10, в). Невільним є різання однією головною, але непрямолінійною (ламаною, криволінійною) кромкою. Процес утворення стружки при невільному різанні є набагато складнішим, тому що окремі елементи стружки на різних ділянках кромки прагнуть пересуватися по передній поверхні інструмента у напрямках, що перетинаються, додатково деформуючи стружку.

2. За орієнтацією головної різальної кромки відносно вектора швидкості головного руху – ***прямокутне(ортогональне) і косокутне***. Якщо різальна кромка перпендикулярна до напрямку швидкості головного руху різання, воно є прямокутним (рис. 2.11, а), а якщо не перпендикулярна – косокутним (рис. 2.11, б).



а) ***б)***

Рисунок 2.11. Прямокутне (а) і косокутне (б) різання

Основні закономірності процесу різання зазвичай вивчають в умовах вільного прямокутного різання, як найбільш простого і неускладненого впливом додаткових факторів.

3. За кількістю лез, що одночасно беруть участь у роботі – ***одно- і багатолезове***. До першого виду відноситься обточування, стругання, довбання; до другого – свердління, фрезерування тощо.

4. За формою перетину зрізуваного шару – ***з постійним і змінним перетинами***. До першого виду належать, наприклад, обточування, свердління; до другого – фрезерування. Але при роботі сучасного автоматизованого обладнання можлива одночасна зміна всіх елементів режиму різання і перерізу зрізуваного шару, у тому числі і при обточуванні та свердлінні інструментами із прямолінійними різальними кромками.

5. За часом і умовами контактування ріжучого леза із заготовкою – ***безперервне, переривчасте*** та ***нестаціонарне*** різання. Перший вид характеризується ***безперервним*** контактом робочих поверхонь леза із заготовкою при постійних умовах різання (див. рис.2.10). Перерва наступає тільки при переході до оброблення іншої заготовки. ***Переривчастий*** процес різання здійснюється шляхом періодичного повторення циклу: різання – холостий хід: при обточуванні (рис. 2.12, а), струганні (див. рис.2.6), фрезеруванні (див. рис.2.3,в) тощо. При цьому істотну роль грають процеси, пов'язані із врізанням і виходом різального леза з контакту із заготовкою.

Оброблення поверхонь на верстатах (частіше всього з ЧПК – числовим програмним керуванням) при безперервній і одночасній зміні декількох параметрів (діаметра *d*, глибини *t,* швидкості *V* і положення різальних кромок відносно напрямку подачі називається ***нестаціонарним різанням*** (рис. 2.12, б).

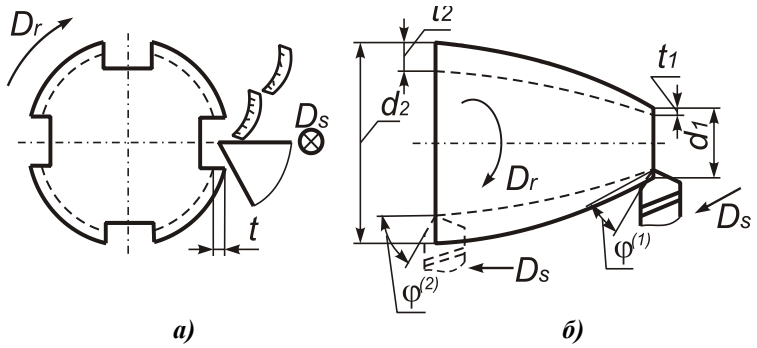


Рисунок 2.12. Схеми переривчастого (а) і нестаціонарного (б) різання

2.2. Елементи конструкції і геометричні параметри різальної частини інструмента (на прикладі токарного різця)

Будь-який різальний інструмент потрібно розглядати з двох точок зору: як деяке геометричне тіло певної форми і розмірів або як знаряддя праці, за допомогою якого здійснюється певний вид оброблення. Відповідно до цього і геометричні параметри інструмента доцільно розділяти на параметри інструмента як геометричного тіла, потрібні при виготовленні інструмента (так названі інструментальні кути або кути загострювання) і параметри інструмента у процесі різання, що визначають умови протікання процесу (так названі робочі кути або кінематичні). Надавши інструменту при його роботі ті чи інші рухи, або змінивши співвідношення швидкостей цих рухів, можна при незмінних кутах загострювання одержати різні за величиною кінематичні кути.

При розгляді інструмента, як геометричного тіла, базові площини або поверхні, відносно яких фіксуються у просторі положення його різальних поверхонь і кромок, мають бути такими, щоб забезпечити при існуючих технологічних засобах найбільшу простоту виготовлення і контролю інструмента. Через те що різні типи інструментів мають різні конструктивні форми і технологію виготовлення, то і базові площини або поверхні у них теж будуть різними. Але якщо інструмент розглядається у процесі різання, то його різальні поверхні необхідно орієнтувати відносно тієї поверхні, з якої зрізується шар матеріалу, тобто відносно поверхні різання або її твірних траєкторій результуючого робочого руху інструмента.

Для визначення положення поверхонь і різальних кромок інструмента у різних умовах використовують три прямокутних системи координат – інструментальну (ІСК), статичну (ССК) та кінематичну (КСК), кожна з яких складається із наступних координатних площин (рис.2.13): P_v – **основна** і P_n – **різання**. Крім того розглядаються площини: P_s - **робоча**; P_τ - **головна січна**, $P_н$ – **нормальна січна**, P_c - **січна площина в напрямку сходження стружки**, а також **допоміжна січна**. Положення координатних площин відносно інструмента визначається обраною системою координат (див. рис. 2.13).

Інструментальна система має початок у розглянутій точці різальної кромки *A* і орієнтована відносно поверхонь різального інструменту, прийнятих за базу у ході його виготовлення або контролю, наприклад, поверхня для встановлення *1* леза призматичного різця (див.рис.2.13,а), опорна *1* або бічна *2* поверхні стрижневого різця (рис.2.15); **статична** – відносно швидкості головного руху різання *V* (див.рис.2.13,б); **кінематична** – відносно швидкості результуючого руху різання V_e (див.рис.2.13,в).

Інструментальна система координат (ІСК) застосовується для виготовлення

і контролю інструментів. Саме кути, визначені в ІСК, вказуються на робочих кресленнях інструментів.

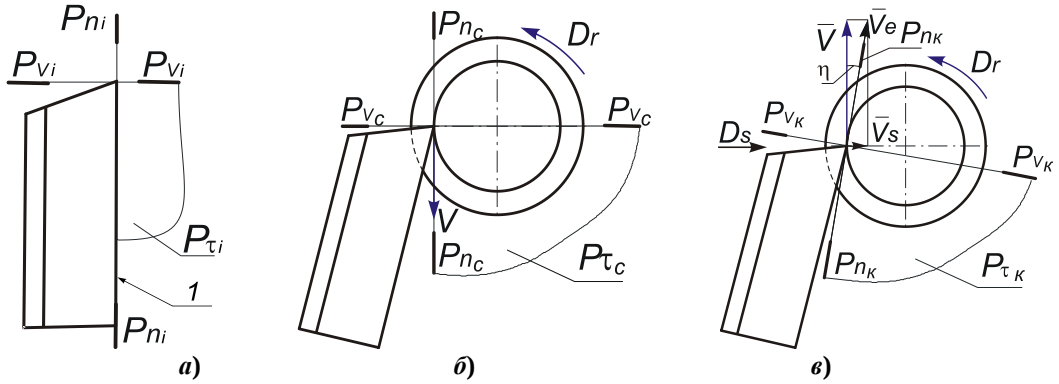


Рисунок 2.13. Системи координат і координатні площини при обточуванні призматичним різцем з поперечною подачею: ***а) інструментальна система координат; б) статична система координат; в) кінематична система координат***

Статична система координат (ССК) є найбільше широко застосовуваною на практиці. Використовується для наближеного визначення кутів леза в процесі різання та для урахування зміни цих кутів в ході встановлення інструмента на верстаті.

Кінематична система координат (КСК). Застосовується для визначення дійсних (робочих) кутів леза, що мають місце у процесі різання. **В процесах, де швидкості V і V_e майже не відрізняються одна від одної (обточування, свердління, фрезерування, тощо), геометричні параметри у ССК практично не відрізняються від кінематичних і визначають умови роботи інструмента.**

Координатні площини будь-якої системи координат взаємно перпендикулярні, а центр їх перетину лежить у розглянутій точці A на різальній кромці. На рис. 2.14 показане розташування координатних площин для процесу поздовжнього обточування. Для всіх інших видів оброблення різанням визначення їх розташування проводиться за такими правилами:

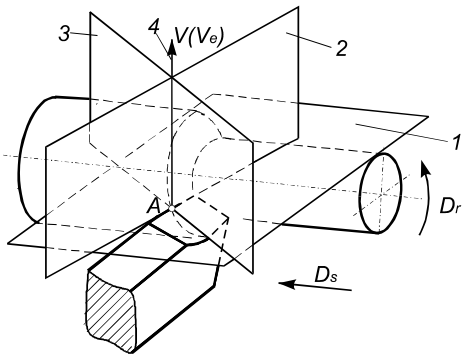


Рисунок 2.14. Розташування координатних площин відносно кінематичних елементів процесу різання: *1- основна площина – P_v; 2- площина різання – P_n; 3 - головна січна площина – P_τ; 4- V (V_e) – вектор швидкості головного D_r або результуючого D_e руху*

- P_v – ***основна площина*** *(1)* – це координатна площина, проведена через задану точку різальної кромки A, перпендикулярно напрямку швидкості головного V (ССК) або результуючого V_e (КСК) руху різання у цій точці;
- P_n – ***площина різання*** *(2)* – це координатна площина, дотична до різальної кромки у точці A і перпендикулярна основній площині;
- P_s – ***робоча площина***, в якій розміщені вектори швидкостей головного (або результуючого) руху різання V (або V_e) і руху подачі V_s
- P_τ – ***головна січна площина*** *(3)* – це координатна площина, перпендикулярна лінії перетину основної площини і площини різання у точці A.

- $P_н$ **– *нормальна січна площина*** – площина, перпендикулярна до різальної кромки у заданій точці (рис. 2.18).
- $P_с$ **– *січна площина у напрямку сходження стружки*** – площина, що проходить через напрями сходження стружки і швидкості різання у заданій точці (рис.2.26).

У стандартних позначеннях координатних площин застосовуються індекси, що відповідають системі: «і» – у ІСК; «с» – у ССК; «к» – у КСК. Наприклад, P_{vc} – основна площина ССК, $P_{vк}$ – основна площина КСК.

Геометричні елементи лез різальних інструментів розглядають: в основній площині P_v (так названі кути в плані – φ, φ_1, ε); у січних площинах ($P_τ$, $P_н$) – (кути γ, α, β, δ); у площині різання P_n – (кут λ). У стандартних позначеннях параметрів леза застосовуються індекси, що відповідають системі: «і» – у ІСК; «с» – у ССК; «к» – у КСК. Наприклад, $\gamma_с$ – передній кут у ССК, $\gamma_к$ – передній кут у КСК.

2.2.1. Інструментальні геометричні параметри леза різця (кути загострювання)

Кути загострювання (заточування) розглядають у координатних площинах інструментальної системи координат (див. рис. 2.15), орієнтованої відносно базових поверхонь різця. Такими поверхнями є:

- опорна площина – *1* (див. рис.2.15, б), на яку різець встановлюється при виготовленні або вимірюванні. Площина P_{vi} в ІСК проходить через задану точку різальної кромки паралельно опорній площині різця.
- бічна поверхня різця – 2, перпендикулярно якій проводиться робоча площина P_{si}.

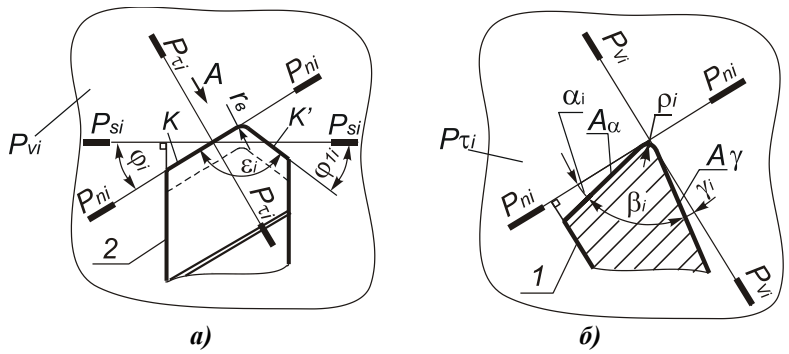


Рисунок 2.15. Інструментальні геометричні параметри леза різця: *а) в основній площині – P_{vi}; б) у головній січній площині – $P_{τi}$*

Кути, що вимірюються в основній площині P_{vi} (кути в плані):

φ_i – головний кут у плані – між площиною різання P_{ni} і робочою площиною P_{si}.

φ_{1i} – допоміжний кут у плані – це кут між робочою площиною P_{si} і проекцією допоміжної різальної кромки К′ на основну площину P_{vi}.

ε_i – кут при вершині різця. Очевидно, що $\varphi_i + \varepsilon_i + \varphi_{1i} = 180°$.

$r_в$ – радіус кривизни перехідної різальної кромки вершини інструмента.

Кути, що вимірюються у головній січній площині $P_{τi}$:

γ_i – передній кут – між передньою поверхнею леза A_γ або дотичною до неї і основною площиною P_{vi};

α_i – головний задній кут – між головною задньою поверхнею леза A_α або дотичною до неї і площиною різання P_{ni};

β_i – головний кут загострення – між передньою і задньою поверхнями леза у заданій точці або між дотичними до них. Очевидно, що $\gamma_i + \beta_i + \alpha_i = 90°$.

ρ_i – радіус кривизни різальної кромки – це радіус кривизни різальної кромки у перетині її нормальною січною площиною.

Передній кут γ_i може бути позитивним, негативним (рис. 2.16) і дорівнювати нулю. Якщо вершина леза у площині $P_{\tau i}$ відносно площини P_{vi} займає найвище положення на передній поверхні A_γ, то передній кут γ_i вважається позитивний (кут γ_i вимірюється у порожньому просторі). Якщо вершина леза розташована нижче інших точок передньої поверхні A_γ, то передній кут γ_i вважається негативним (кут γ_i вимірюється у матеріалі інструмента). γ_i=0, якщо передня поверхня співпадає з площиною P_{vi}.

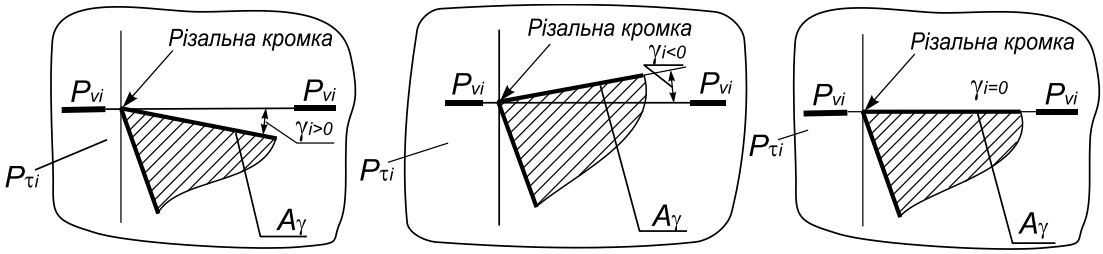


Рисунок 2.16. Визначення знаку переднього кута γ_i:
а) позитивний передній кут γ_i; б) негативний передній кут γ_i ;в) кут γ_i рівний нулю

Кут, що вимірюється у площині різання P_{ni}:

λ_i – кут нахилу головної різальної кромки – це кут між головною різальною кромкою К або дотичною до неї и основною площиною P_{vi} (рис. 2.17).

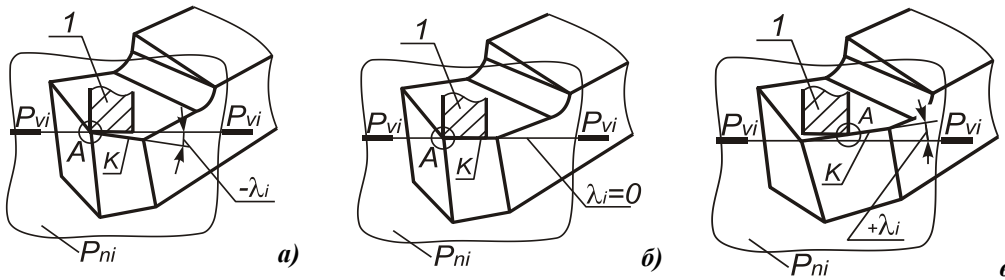


Рисунок 2.17. Визначення кута нахилу головної різальної кромки λ_i:
1 – зрізуваний припуск (А – точка першого контакту різальної кромки з припуском); К *– головна різальна кромка; а) кут λ_i – негативний; б) кут λ_i дорівнює нулю; в) кут λ_i – позитивний*

Розрізняють позитивний кут λ_i – коли вершина різця займає найнижче положення на головній різальній кромці К (рис.2.17,в), негативний кут λ_i – коли вершина різця займає найвище положення на головній різальній кромці *К* (рис.2.17,а) і нульовий, коли різальна кромка паралельна основній площині (рис.2.17,б). Кут λ_i визначає напрямок сходу стружки і умови врізання інструмента в заготовку.

При загострюванні різців на деяких моделях загострювальних верстатів необхідно знати величину передніх і задніх кутів у перетинах площинами *Р–Р* і P_1–P_1 (рис. 2.18). Площина *Р–Р*, перпендикулярна до основної і паралельна бічній площинам. Її називають поздовжньою січною площиною. Площину P_1–P_1 ще називають попереч-

ною січною площиною. Кути різця, розташовані у зазначених площинах, відповідно, називають поздовжніми і поперечними. Визначення поздовжніх і поперечних передніх $\gamma_{поз.і}$ і $\gamma_{поп.і}$ та задніх $\alpha_{поз.і}$ і $\alpha_{поп.і}$ кутів аналогічні визначенням кутів $\gamma_і$ и $\alpha_і$. Розрахункові формули для їх обчислення залежно від кутів $\gamma_і$, $\alpha_і$, $\varphi_і$, $\lambda_і$ були отримані за допомогою простих геометричних побудов і мають такий вигляд:

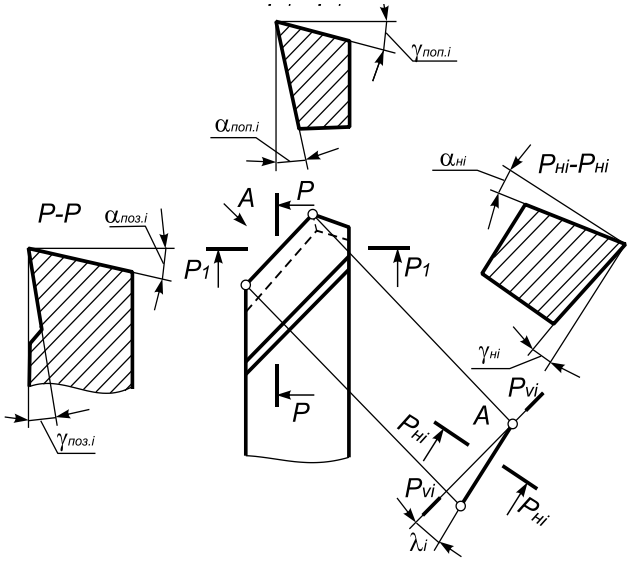


Рисунок 2.18. Схема для визначення поздовжніх і поперечних кутів різальної частини різця

1. Задні кути:

$$tg\alpha_{поз.і} = tg\alpha_і / cos\varphi_і \;\; ; \;\; tg\alpha_{поп.і} = tg\alpha_і / sin\varphi_і . \qquad (2.1)$$

2. Передні кути (у формулах кут $\lambda_і$ підставляється із відповідним знаком):

$$tg\gamma_{поз.і} = tg\gamma_і \, cos\varphi_і - tg\,\lambda_і \, sin\varphi_і \;\; ; \;\; tg\,\gamma_{поп.і} = tg\,\gamma_і \, sin\varphi_і + tg\,\lambda_і \, cos\varphi_і . \qquad (2.2)$$

Отримані формули для розрахунку передніх і задніх кутів у різних січних площинах справедливі для більшості різальних інструментів, але для таких, як: фасонні різці, свердла, зенкери, розвертки, мітчики і плашки, необхідно правильно встановлювати положення поздовжніх і поперечних січних площин, взявши за основу розміщення різальних кромок відносно вершини інструмента. Тому деколи розрахунок поздовжніх кутів необхідно вести за формулами для поперечних кутів і навпаки.

У деяких випадках необхідно знати величину переднього і заднього кутів, розташованих не у головній січній площині, а у площині $P_{ні}$, перпендикулярній до головної різальної кромки різця. На рис. 2.18 ці кути позначені $\gamma_{ні}$, $\alpha_{ні}$,, а їх величину можна визначити наступним чином:

$$tg\,\gamma_{ні} = tg\,\gamma_і \, cos\,\lambda_і \;\; ; \;\; tg\,\alpha_{ні} = tg\,\alpha_і / cos\,\lambda_і . \qquad (2.3)$$

2.2.2. Статичні кути різальної частини різця

У відповідності до визначення базою для орієнтації статичної системи координат є напрямок швидкості головного руху різання. Як правило, різальні інструменти встановлюються таким чином, щоб осьова площина заготовки, що проходить через вершину інструмента, була паралельною опорній площині *1* різця (див.рис.2.15). У цьому випадку вектор швидкості головного руху перпендикулярний і опорній площи-

ні, і основній, а значить ІСК і ССК співпадають між собою, як і інструментальні та статичні кути різальної частини[3].

Іноді навмисно або у результаті похибки встановлення, вершина леза інструмента розміщається вище або нижче осі обертання заготовки. Наприклад, при розточуванні невеликих отворів, щоб розмістити в отворі різець більших розмірів, його вершину встановлюють вище осі заготовки (рис.2.19).

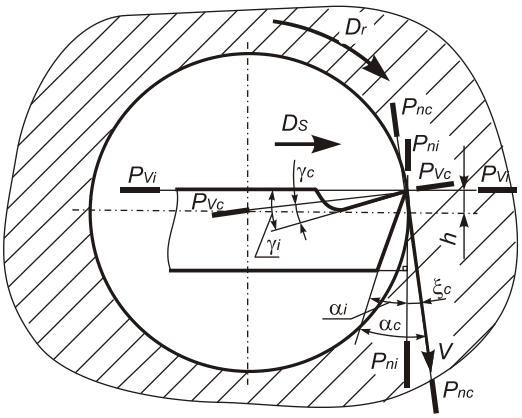


Рисунок 2.19. Особливості визначення кутів різальної частини розточувального різця при його встановленні вище осі заготовки

Для наведеного випадку різницю ξ_c між статичними та інструментальними кутами, викликану встановленням вершини різця вище осі обертання заготовки, можна розрахувати за формулою:

$$\xi_c = arcsin(2h/D), \tag{2.4}$$

де h – висота встановлення вершини леза над віссю заготовки; D – діаметр деталі.

Тоді між статичними та інструментальними кутами дійсним буде наступне співвідношення (при встановленні вершини нижче центра необхідно h у формулу для ξ_c підставити зі знаком мінус):

$$\gamma_c = \gamma_i - \xi_c, \qquad \alpha_c = \alpha_i + \xi_c.$$

У деяких випадках різці встановлюють бічною площиною не перпендикулярно напрямку подачі, а під кутом ξ_S, змінюючи тим самим положення ІСК по відношенню до ССК в основній площині (рис.2.20). Результатом цього буде відмінність між значеннями інструментальних і статичних кутів у плані φ та φ_1:

$$\varphi_c = \varphi_i - \xi_S, \qquad \varphi_{1c} = \varphi_{1i} + \xi_S.$$

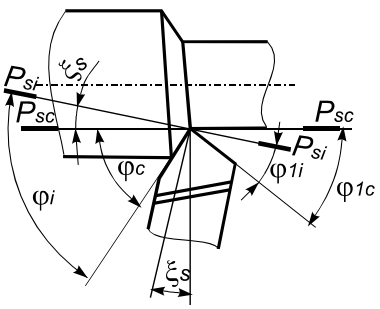


Рисунок 2.20. Зміна кутів φ і φ_1 залежно від встановлення різця відносно напрямку подачі

В сучасних умовах задача визначення статичних кутів різальної частини набула особливої актуальності із впровадженням інструментів, оснащених змінними непереточуваними пластинами (ЗНП). Як правило, такі пластинки представляють собою сформовану різальну

[3] Це твердження справедливе лише для оброблення стрижневими різцями. При обробленні призматичними різцями (див.рис.2.13) цієї рівності не буде ніколи, оскільки $\alpha_i = 0$, а α_c завжди має бути позитивним.

частину інструмента і у своїй більшості не мають інструментального заднього кута. Згідно [4], кути α_c і α_{1c} у них забезпечується встановленням пластинки під відповідними кутами по відношенню до осьової площини деталі. У наслідок цього статичні кути різального інструмента γ_c і λ_c визначаються як формою різального леза самої пластинки, так і її встановленням відносно заготовки. Для їх розрахунку використаємо метод ортогонального проектування [2, 3, 10].

Для створення статичних задніх кутів різальна пластинка нахиляється на кут μ_N у площині *N–N* , розміщеній під кутом $\varphi + \psi_N$ до напрямку подачі (рис.2.21). Через довільну *i*–ту точку *C* головної різальної кромки (ГРК) проведемо січну площину *A–A*, паралельну *N–N*. На проекції *A–A* положення головної задньої поверхні задамо її прямолінійною твірною (вектор $\vec{T}$, перпендикулярний до ГРК) і самою ГРК.

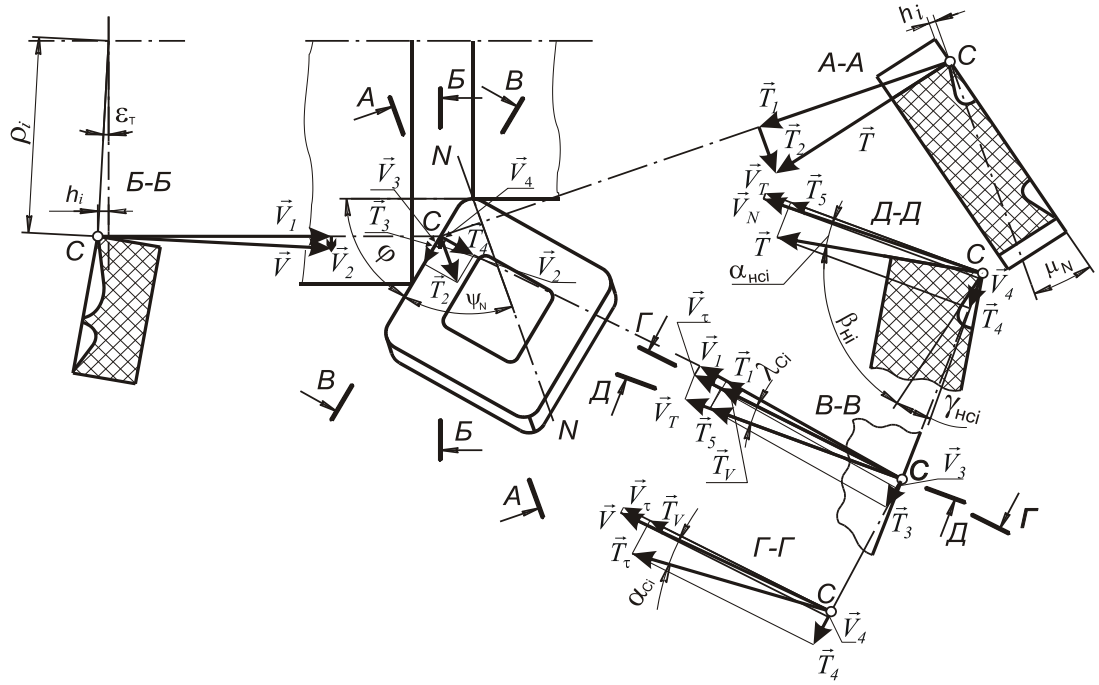


Рисунок 2.21. Схема для визначення статичних кутів різальної частини інструмента, оснащеного змінною непереточуваною пластинкою

Через нахил пластинки точка *C* підніметься над осьовою площиною на висоту h_i:

$$h_i = l_i \cdot cos\psi_N \cdot sin\mu_N ,$$

де l_i – відстань від вершини інструмента до точки *C* уздовж різальної кромки.

Тому вектор швидкості різання $\vec{V}$ у точці *C* буде відхилятись від вертикалі на кут ε_T, що визначається у торцевій січній площині *Б–Б*:

$$sin\varepsilon_T = h_i / \rho_i ,$$

де ρ_i – радіус кола, що формується на заготовці точкою *C*.

Розкладемо вектори $\vec{T}$ і $\vec{V}$ на горизонтальні і вертикальні складові. Їх величини: на проекції *А–А* – $T_1 = T \cdot cos\mu_N$, $T_2 = T \cdot sin\mu_N$; на проекції *Б–Б* – $V_1 = V \cdot cos\,\varepsilon_T$, $V_2 = V \cdot sin\,\varepsilon_T$.

Спроектуємо складові $\vec{T}_1, \vec{T}_2, \vec{V}_1, \vec{V}_2$ на основну площину. Вектори $\vec{T}_1$ і $\vec{V}_1$ проектуються в точки, а $\vec{T}_2$ і $\vec{V}_2$ – у натуральну величину. Розкладемо їх на напрямки, паралельні і перпендикулярні до проекції ГРК. Отримаємо:

$$T_3 = T_2 \cdot cos\psi_i = T \cdot sin\mu_N \cdot cos\psi_i, \quad T_4 = T_2 \cdot sin\psi_i = T \cdot sin\mu_N \cdot sin\psi_i,$$

$$V_3 = V_2 \cdot sin\varphi_i = V \cdot sin\varepsilon_T \cdot sin\varphi_i, \qquad V_4 = V_2 \cdot cos\varphi_i = V \cdot sin\varepsilon_T \cdot cos\varphi_i,$$

де φ_i – кут між напрямком подачі і дотичною до проекції різальної кромки у точці *С*, а кут ψ_i визначається за формулою:

$$\psi_i = \varphi + \psi_N - \varphi_i.$$

Спроектуємо всі одержані вектори на вертикальну площину *В–В*, дотичну до різальної кромки у точці *С*. Складові $\vec{T}_4$ і $\vec{V}_4$ трансформуються в точку, а вектори $\vec{T}_1, \vec{V}_1, \vec{T}_3, \vec{V}_3$ – будуть представлені у натуральну величину. Суми векторів $\vec{V}_\tau = \vec{V}_1 + \vec{V}_3$, $\vec{T}_5 = \vec{T}_1 + \vec{T}_3$ будуть відповідно проекціями вектора швидкості різання і напрямного перпендикуляра до ГРК на площину, дотичну до ГРК. За визначенням, кут між ними є кутом нахилу головної різальної кромки λ_{ci}. Із проекції *В–В* витікає:

$$\lambda_{ci} = \lambda_T - \lambda_V \pm \Delta\lambda,$$

де $tg\,\lambda_T = \dfrac{T_3}{T_1} = tg\,\mu_N \cdot cos\,\psi_i$; $\quad tg\,\lambda_V = \dfrac{V_3}{V_1} = tg\,\varepsilon_T \cdot cos\,\varphi_i$; $\Delta\lambda$ – додатковий кут нахилу ГРК по відношенню до опорної поверхні пластинки, який може задаватись конструкцією спеціальних різальних пластинок.

У відповідності до рекомендацій методу ортогонального проектування [8] для визначення статичного заднього кута спроектуємо всі складові вектори на площину *Г–Г*, що проходить через $\vec{V}_\tau$, перпендикулярно *В–В*. Після складення складових, що проектуються у натуральну величину, одержимо вектор швидкості $\vec{V}$ і дотичний до головної задньої поверхні вектор $\vec{T}_\tau$, кут між якими і буде статичним кутом α_{ci}:

$$\alpha_{ci} = \alpha_T - \alpha_V,$$

де $tg\alpha_T = \dfrac{T_4}{T_V} = tg\mu_N \cdot sin\,\psi_i \cdot \dfrac{cos\,\lambda_T}{cos\,\lambda_{ci}}$, $\qquad tg\alpha_V = \dfrac{V_4}{V_\tau} = tg\varepsilon_T \cdot cos\,\varphi_i \cdot cos\,\lambda_V$.

Для розрахунку статичного нормального переднього кута спочатку визначимо $\alpha_{нсі}$ – задній кут у площині, перпендикулярній до ГРК. Для цього спроектуємо всі складові вектори проекції *В–В* на площину *Д–Д*, що проходить через $\vec{T}_5$, перпендикулярно до ГРК:

$$V_T = V_\tau \cdot cos\,\lambda_{ci} = \frac{V \cdot cos\,\varepsilon_T \cdot cos\,\lambda_{ci}}{cos\,\lambda_V}.$$

$$\alpha_{нсі} = \alpha_{TN} - \alpha_{VN}, \tag{2.5}$$

де $tg\,\alpha_{VN} = \dfrac{V_4}{V_T} = tg\,\varepsilon_T \cdot cos\,\varphi_i \cdot \dfrac{cos\,\lambda_V}{cos\,\lambda_{ci}}$, $\quad tg\,\alpha_{TN} = \dfrac{T_4}{T_5} = tg\,\mu_N \cdot sin\,\psi_i \cdot cos\,\lambda_T$.

Тоді статичний нормальний передній кут буде дорівнювати:

$$\gamma_{нсі} = \pi/2 - \alpha_{нсі} - \beta_{ні}, \tag{2.6}$$

де $\beta_{ні}$ – нормальний кут загострення ЗНП у даній точці різальної кромки пластинки, який задається конструктивно при її виготовленні.

Маючи величину $\gamma_{нсі}$, можна розрахувати значення $\gamma_{сі}$ з урахуванням кута нахилу ГРК $\lambda_{сі}$:

$$tg\,\gamma_{ci} = tg\,\gamma_{нсі} / cos\lambda_{ci} \tag{2.7}$$

і остаточно у напрямку сходу стружки:

$$tg\,\gamma_{стр.ci} = \frac{tg\,\gamma_{нсi}}{cos\,\lambda_{ci}} cos\,\psi\ , \tag{2.8}$$

де кут сходу стружки ψ (5.5) розраховується за методикою, представленою у [15] або [16].

Деяке спрощення формул можна одержати, знехтувавши величиною кута ε_T, що можливо при обробленні заготовок великого діаметра. Тоді:

$$tg\lambda_{ci} = tg\mu_N \cdot cos\psi_i; \tag{2.9}$$

$$tg\,\alpha_{ci} = tg\,\mu_N \cdot sin\psi_i; \tag{2.10}$$

$$tg\,\alpha_{нсі} = tg\,\mu_N \cdot sin\psi_i\, cos\lambda_{ci}. \tag{2.11}$$

Аналіз показує, що максимальна похибка від такого спрощення при діаметрі заготовки більше 50 мм не перевищує 1...4%, що цілком допустимо для інженерних розрахунків.

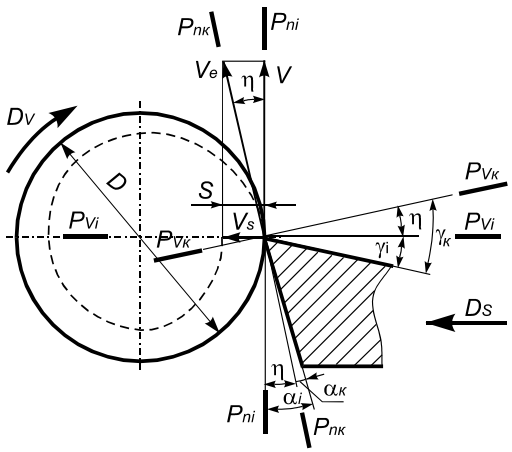


Рисунок 2.22. Схема визначення кінематичних кутів різальної частини відрізного різця: $\gamma_к$, $\alpha_к$ – *кінематичні передній і задній кути інструмента;* γ_i, α_i – *передній і задній кути загострювання інструмента*

2.2.3. Кінематичні (робочі) кути різальної частини інструмента

У процесі різання, коли реалізуються всі рухи інструмента та заготовки, кінематичні (робочі) кути різальної частини інструмента визначаються за допомогою КСК, орієнтованої за напрямком швидкості результуючого руху V_e. Розглянемо особливість визначення кінематичних кутів різальної частини на прикладі роботи відрізного різця.

У ході відрізання (рис. 2.22) необхідно враховувати головний рух різання D_r і рух подачі D_s. У цьому випадку основна площина $P_{vк}$ розміщається перпендикулярно вектору результуючої швидкості V_e, тобто

повертається на кут швидкості різання η. Тому, кінематичний передній кут $\gamma_к$ буде більшим, а кінематичний задній кут $\alpha_к$ меншим відповідних статичних кутів (або в даному випадку рівних їм інструментальних кутів) $\gamma_с$ і $\alpha_с$ на кут η.

$$\gamma_к = \gamma_с + \eta; \quad \alpha_к = \alpha_с - \eta.$$

При цьому обов'язковою умовою для здійснення процесу різання є $\alpha_к > 0$.

Кут швидкості різання η можна визначити зі співвідношення:

$$\eta = arctg\frac{S}{\pi \cdot D}, \tag{2.12}$$

де S – подача на один оберт заготовки, мм; D – діаметр заготовки, мм.

Як правило, при звичайно використовуваних швидкостях головного руху і подачах величина кута η не перевищує 1…1,5°. **Тому вважають, що для традиційних способів оброблення статичні і кінематичні кути різальної частини є практично однаковими.**

При обточуванні фасонної поверхні (рис. 2.23) відбувається зміна напряму руху подачі D_s, а значить, і положення площини $P_{sк}$. У результаті такого руху, кінематичні кути в плані $\varphi_к$, $\varphi_{1к}$ у кожній точці будуть змінними. Причому, у порівнянні з позицією *1* у позиції *2* кут $\varphi_к$ зменшується, а $\varphi_{1к}$ збільшується; у поз. *3* кут $\varphi_к$ збільшується, а $\varphi_{1к}$ зменшується.

Основною умовою при такому обробленні є недопущення нульового значення кутів $\varphi_к$ або $\varphi_{1к}$ оскільки це призведе до підрізання профілю деталі.

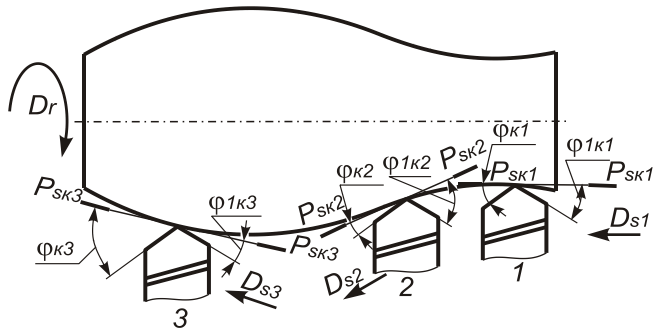


Рисунок 2.23. Приклад зміни кінематичних кутів в плані при обточуванні фасонної поверхні

Із приведених пояснень очевидно, що саме кінематичні кути різальної частини визначають умови роботи різального леза інструмента. Тому у довідковій літературі приводяться рекомендовані значення саме цих кутів[4]**, а у кожному конкретному випадку шляхом перерахунків встановлюється відповідність між рекомендованими кінематичними (статичними) та інструментальними кутами, які і вказуються на робочому кресленні інструмента.**

2.2.4. Особливості вибору геометричних параметрів різального леза токарних різців

Плоска передня поверхня різця, зображена на рис. 2.15, у багатьох випадках рі-

[4] Для спрощення у науковій чи довідковій літературі, а також у наступних розділах підручника у позначеннях кутів індекс «к» чи «с» упускається, маючи на увазі, що мова йде саме про кінематичні кути або статичні, що мало відрізняються від кінематичних.

зання не є оптимальною. Якщо різальна частина інструмента виготовлена зі швидкорізальної сталі або твердого сплаву, то залежно від виду оброблюваного матеріалу і умов роботи рекомендують три форми передньої поверхні (рис. 2.24): криволінійна з фаскою, плоска з фаскою і плоска з позитивним або негативним переднім кутом.

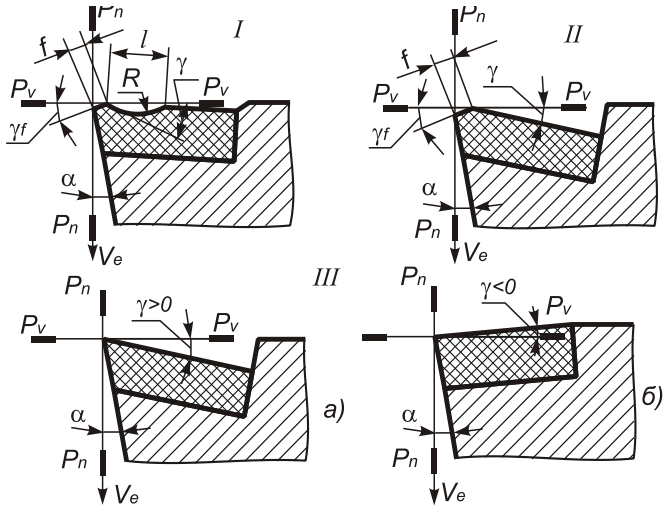


Рисунок 2.24. Основні форми передньої поверхні: *I) криволінійна з фаскою; II) плоска з фаскою; III) плоска: а) з позитивним кутом γ; б) з негативним кутом γ*

Для кожної з вказаних форм передньої поверхні існують рекомендовані області їхнього ефективного застосування:

Форма *I* – призначена для різців, що обробляють пластичні матеріали з $R_m \le 800$ МПа при напівчистовому режимі різання ($S < 0{,}3$ мм/об). Канавка радіусом R виконує роль стружкозавивального елемента різця. Її розміри $l = 2…2{,}5$ мм, $R \approx 2l$. Для зміцнення вершини різального леза створюється негативна фаска шириною $f = 0{,}2…0{,}5$ мм із кутом нахилу $\gamma_f = -3...-5°$.

Форма *II* – застосовується у тих же випадках, що і форма *I*, а також для різців, що обробляють крихкі матеріали, але при переривчастому різанні, а також при обробленні заготовок, що мають ливарну кірку.

Форма *IIIа* – призначена для оброблення крихких матеріалів, а також для пластичних із $R_m \le 800$ МПа при чистовому режимі різання з малими глибинами різання і подачами.

Форма IIIб – призначена для оброблення пластичних матеріалів з $R_m > 800$ МПа, твердими сплавами у тому числі і при переривчастому різанні.

Встановлено, що основним фактором, що впливає на величину рекомендованого переднього кута, є міцність або твердість оброблюваного матеріалу. Чим він міцніший або твердіший, тим меншим має бути передній кут. Як правило, рекомендовані оптимальні значення кутів вибираються із довідкової літератури або розраховуються за наближеними експериментальними формулами [11].

Для сучасного різального інструменту із твердих сплавів і різальної кераміки, одержуваних методами пресування порошкових матеріалів у вигляді змінних непереточуваних пластин, форми передньої поверхні можуть бути значно складнішими (рис. 2.25). Такі форми дозволяють забезпечувати у процесі різання добре стружкозавивання і стружколомання у широкому діапазоні подач (що є дуже важливим при роботі на верстатах з ЧПК), а також поліпшення підводу мастильно-охолоджувальних середовищ у зону різання.

Величина заднього кута α мало залежить від механічних властивостей матеріалу оброблюваної заготовки і визначається величиною подачі *S* або максимальної товщини зрізуваного шару a_{max}. Зазвичай задній кут призначають у межах α = 3…12°. Так, для різців прохідних $\alpha_{опт} = 6...8°$, відрізних – $\alpha_{опт}$=10…12°. Для дискових відрізних фрез, які працюють із товщиною $a_{max} \le 0{,}03$ мм, $\alpha_{опт} \approx 30°$. Більш точні значення приводяться у довідковій літературі або розраховуються за формулами [11].

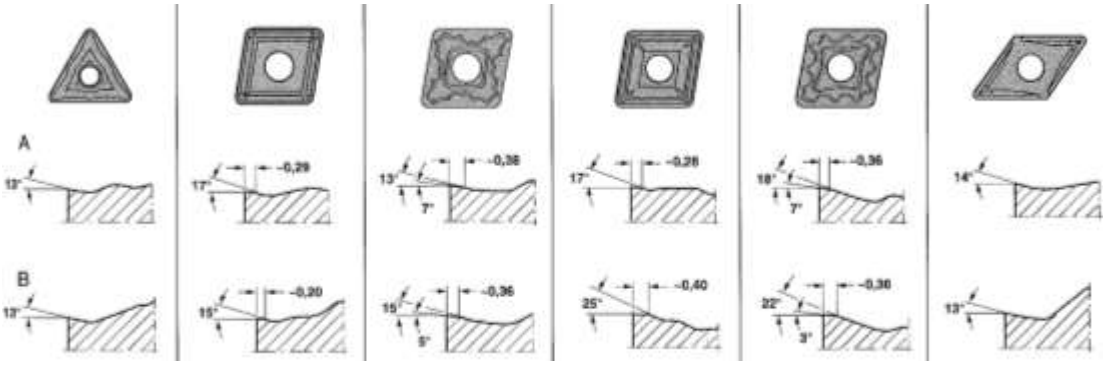


Рисунок 2.25. Форми передньої поверхні сучасних різальних пластин із твердих сплавів

Величина головного (φ) і **допоміжного** (φ_1) **кутів у плані** залежить від призначення різця і жорсткості технологічної системи різання: верстат – пристосування – інструмент – заготовка (ВПІЗ). Зазвичай φ = 30…90°, а φ_1 = 5…30°.

Вплив кута λ **на процес різання**. При $\lambda \neq 0$ міняється положення передньої поверхні відносно напрямку швидкості різання і напрямку сходу стружки (рис.2.26).

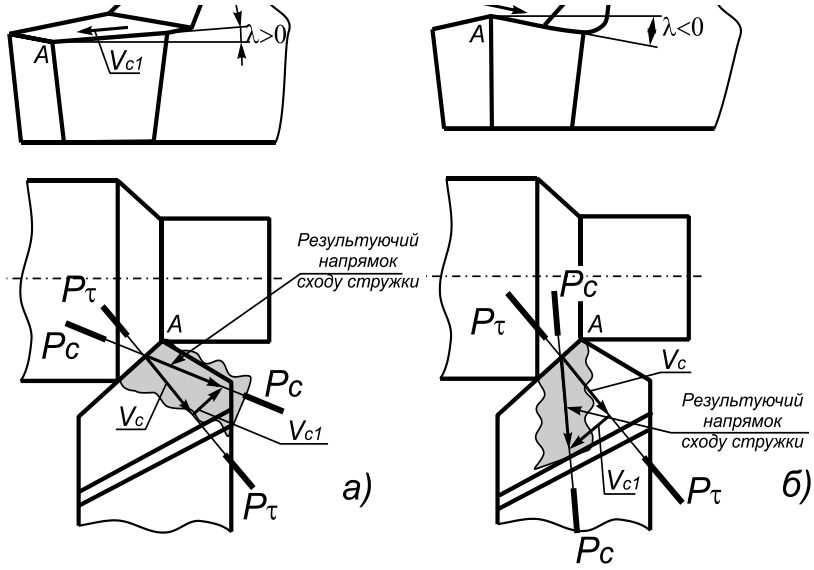


Рисунок 2.26. Вплив кута нахилу головної різальної кромки на напрямок сходу стружки

Коли $\lambda = 0$, стружка сходить перпендикулярно різальній кромці. Якщо ж $\lambda \neq 0$, то стружка крім вказано руху V_c одержує рух уздовж різальної кромки V_{c1} від

вищих її точок до нижчих: до вершини (при $\lambda > 0$) або від вершини (при $\lambda < 0$), при цьому додатково деформуючись. Тому при $\lambda > 0$ (вершина інструмента – найнижча точка різальної кромки) стружка відхиляється у бік обробленої поверхні (задньої бабки токарного верстата). Вона менше піддається заплутуванню і тому більш безпечна. Отже, інструмент із $\lambda > 0$ рекомендується при чорновому обробленні, коли стружка товста і гірше ламається.

При $\lambda < 0$ стружка відхиляється від обробленої поверхні, не пошкоджує її і тому є більш бажаною при чистовому обробленні. Крім того кут нахилу головної різальної кромки λ визначає місце розташування точки А, на різальній кромці, де відбувається перший контакт (удар) зі зрізуваним шаром (припуском) (див. рис. 2.17). При $\lambda < 0$ цією точкою є найбільш слабка вершина інструмента, що може привести до її руйнування. Тому у різців із пластинками твердого сплаву кут λ завжди позитивний ($\lambda = 0…5°$). При переривчастому різанні, незалежно від виду інструментального матеріалу, різці мають позитивний кут нахилу головної різальної кромки, величина якого лежить у межах $\lambda = 10…30°$.

При безперервному різанні різцями зі швидкорізальної сталі при чорновому обробленні рекомендується $\lambda = 0…4°$, а при чистовому обробленні $\lambda = 0…–4°$

Перехідна різальна кромка – з'єднує головну та допоміжну різальні кромки і виконується у вигляді дуги або прямої лінії (див. рис.2.8). Вона дозволяє значно поліпшити умови роботи інструмента у районі його вершини.

Величину радіуса при вершині різців зі швидкорізальної сталі призначають $r_в$=1…5 мм, а з твердих сплавів $r_в$ = 0,5…3 мм. Для *I* і *II* форм передньої поверхні (див. рис. 2.24), радіус при вершині розраховують за формулою:

$$r_в = f \Big/ 2\sin^2\left(\frac{\varphi + \varphi_1}{2}\right), \tag{2.13}$$

де f – ширина зміцнюючої фаски на передній поверхні.

Довжина перехідного леза l_0 знаходиться у межах l_0 = 0,3…2 мм, а перехідний кут у плані для прохідних, розточувальних і підрізних різців $\varphi_0 = 15…20°$, для відрізних різців – $\varphi_0 = 45°$.

2.3. Елементи режиму різання і розміри зрізуваного шару при обточуванні

Як уже указувалось раніше, принципова кінематична схема при поздовжньому обточуванні складається з двох рухів (рис.2.3,а):

- ***головного руху різання*** D_r – рівномірного обертового руху заготовки з числом обертів за хвилину (частотою обертання) – n [об/хв.];
- ***руху подачі*** $\boldsymbol{D_s}$ – поступального руху різця уздовж осі заготовки зі швидкістю V_s, яка є, фактично, хвилинною подачею різця – $S_{хв}$ [мм/хв.].

Швидкість різання чисельно дорівнює коловій швидкості обертання точки заготовки, розташованої на поверхні різання максимального діаметру D [мм] і визначається за формулою:

$$V = \frac{\pi D n}{1000}\ . \tag{2.14}$$

При обточуванні частіше використовується подача на один оберт заготовки, оскільки саме вона визначає якість обробленої поверхні та розміри зрізуваного шару

$$S = \frac{S_{хв}}{n} . \qquad (2.15)$$

Напрямок подачі визначається формою обробленої поверхні (див. рис.2.4), у залежності від чого обточування називається поздовжнім (див. рис.2.4, а), поперечним (див. рис.2.4, б) або копіювальним (фасонним) (див. рис.2.4, г, д).

У результаті реалізації рухів різання і подачі з оброблюваної поверхні заготовки віддаляється шар матеріалу глибиною *t*. При поздовжньому обточуванні (рис.2.3,а) глибину різання визначають за формулою:

$$t = \frac{D - d}{2} . \qquad (2.16)$$

Сукупність значень швидкості різання, подачі і глибини різання називається режимом різання. Визначення їх значень і є ціллю роботи інженера-технолога.

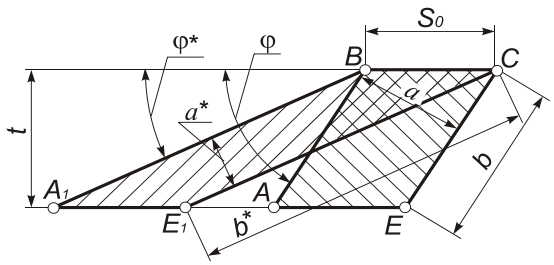


Рисунок 2.27. Розміри зрізуваного шару при поздовжньому обточуванні

Нехай заготовка на рис.2.3,а зробить один оберт. За цей час різець переміститься уздовж її осі на відстань *S* і поверхня різання 2 переміститься у положення, показане пунктиром. Шар матеріалу, розташований між цими положеннями, буде зрізаний і перетвориться у стружку. Розсічемо цей шар площиною, що проходить через вісь обертання заготовки. У перетині одержимо паралелограм з основою *S (S0)*, висотою *t* і сторонами, нахиленими до напрямку подачі під кутом φ. Отриманий паралелограм називають номінальним перерізом зрізуваного шару, а його розміри *t* і *S* — **технологічними параметрами зрізуваного шару**.

Проте умови навантаження різального леза при будь-якому методі оброблення більш точно характеризуються **фізичними параметрами зрізуваного шару**: товщиною *a* і шириною *b* (рис.2.27). Крім них ще використовується параметр – довжина активної частини різальної кромки – *l*. Фізичні і технологічні параметри зрізуваного шару зв'язані наступними співвідношеннями:

$$a = S \cdot \sin\varphi \ , \qquad (2.17)$$

$$b = t / \sin\varphi \ . \qquad (2.18)$$

Як видно із наведених формул, при тих самих технологічних розмірах *S* і *t*, фізичні параметри зрізуваного шару *a* і *b* залежать від головного кута в плані φ. При його збільшенні відношення *b/a* зменшується і зрізуваний шар стає товстішим та вужчим, незважаючи на те, що площа його перетину $f = a \times b = S \times t$ залишається такою ж. Таким чином, фізичні параметри дають краще уявлення про форму зрізуваного шару, ніж технологічні. Крім цього, при деяких методах оброблення глибина різання, як технологічний розмір зрізуваного шару не існує. Поняття ж товщини і ширини зрізуваного шару мають місце завжди.

При куті нахилу головної різальної кромки рівному нулю її активна довжина *l* дорівнює ширині зрізуваного шару *b*. При кутах $\lambda \neq 0$, що не перевищують ±10°, активна довжина леза з достатньою точністю визначається за формулою (рис.2.28):

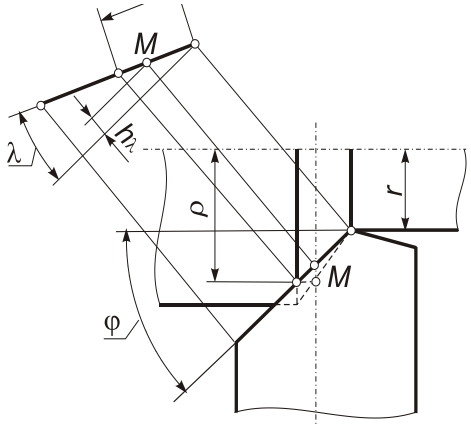
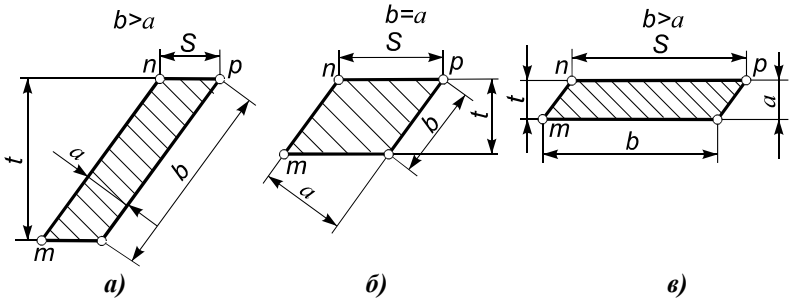


Рисунок 2.28. Схема для визначення активної довжини різальної кромки *l*

$$l = \frac{t}{sin\varphi \cdot cos\lambda}. \qquad (2.19)$$

Залежно від співвідношення між *t* і *S* при поздовжньому обточуванні можливі три форми перерізу зрізуваного шару (рис.2.29). Якщо ширина зрізуваного шару дорівнює його товщині, то такий шар називається **рівнобоким** (рис.2.29,б). Рівнобокий шар буде утворений, коли $S \cdot sin\varphi = t / sin\varphi$, тобто, при $t / S = sin^2\varphi$. Якщо $t / S > sin^2\varphi$, то зрізуваний шар називають **прямим** (рис.2.29, а), а якщо $t / S < sin^2\varphi$, то **зворотним** (рис.2.29, в).

При зрізанні зворотних шарів лінія *np* є головною різальною кромкою, а лінія *mn* – допоміжною. У цьому випадку формули (2.17) і (2.18) для визначення товщини і ширини зрізуваного шару не використовуються, тому що товщина зрізуваного шару стає рівною глибині різання (*a* = *t*), а ширина зрізуваного шару – подачі *(b* = *S*). Різання з рівнобокими і зворотними шарами зустрічається рідко і відповідає чистовому обточуванню широкими різцями з відносно великими подачами.



а) *б)* *в)*

Рисунок 2.29. Три форми перерізу зрізуваного шару

Якщо розглянути зону поперечного перерізу зрізуваного шару (див. рис.2.3, а) у великому масштабі (рис.2.30), то видно, що не весь шар металу, що має переріз у формі паралелограма *ABCE,* видаляється у стружку; частина його у вигляді залишкових гребінців площею *BDC* залишається на обробленій поверхні.

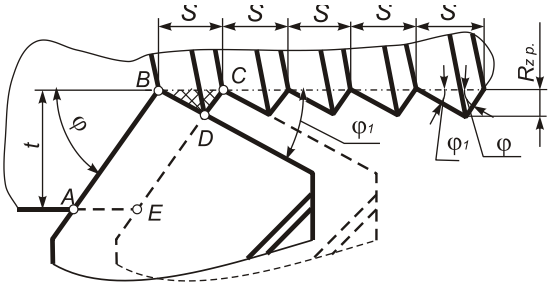


Рисунок 2.30. Схема формування залишкового рельєфу на обробленій поверхні

У зв'язку із цим розрізняють:

- номінальний переріз зрізуваного шару (фігура *ABCE*);
- дійсний переріз зрізуваного шару (фігура *ABDE*) – видаляється різцем у вигляді стружки;
- залишковий переріз зрізуваного шару (фігура *BCD*), що залишається на обробленій поверхні деталі і надалі, в основному, визначає її мікрорельєф (див. розділ 8).

Форма і висота $R_{zp.}$ залишкових гребінців *BCD* визначається кутами у плані різця і формою перехідної різальної кромки.

2.4. Кінематика процесу, елементи конструкції, геометричні параметри гвинтового свердла і характеристики перерізу зрізуваного шару при свердлінні

Свердління, так само як і обточування, характеризується принциповою кінематичною схемою, основаною на сполученні двох рівномірних рухів: обертального і поступального. Обертальний рух, здійснюваний інструментом або заготовкою, є головним рухом різання. При роботі на свердлильних верстатах головний рух різання виконує інструмент, а на верстатах токарної групи – заготовка. При відомому числі обертів за хвилину n інструмента або заготовки швидкість різання визначають за формулою (2.14).

Поступальний рух інструмента є рухом подачі. Швидкість цього руху V_s визначають хвилинною подачею $S_{хв}$ (див. розд. 2.3) або подачею на оберт S інструмента чи заготовки, що розраховується за формулою (2.15), і подачею на зуб свердла $S_z = S / z$, де $z = 2$.

Траєкторією робочого руху будь-якої точки леза є гвинтова лінія, а поверхнею різання – конволютна гвинтова поверхня.

Гвинтові свердла призначені для утворення отворів в суцільному матеріалі (свердління отворів) і (або) збільшення діаметру існуючого отвору (розсвердлення отворів), глибина яких не перевищує десяти діаметрів свердла. При свердлінні такими свердлами можна одержати поверхні 10...12 квалітету точності і шорсткістю $R_a = 10...20$ мкм.

Свердло складається з робочої і хвостової частин (рис.2.31). Хвостова частина служить для базування і закріплення свердла на верстаті.

Робоча частина складається із двох частин: різальної і калібрувальної. На різальній частині розташовані два різальні леза свердла. Калібрувальна частина свердла для зменшення тертя контактує з отвором тільки по шліфованих гвинтових стрічках, що розташовані по краях гвинтових канавок. Ці канавки служать для транспортування стружки із зони різання. Діаметр калібрувальної частини зменшується від різальної частини до хвостовика для зменшення тертя з отвором. Ця конструктивна особливість називається зворотним конусом калібрувальної частини.

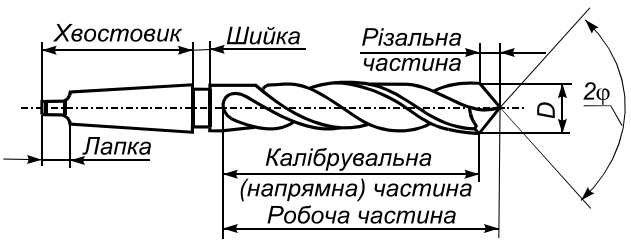


Рисунок 2.31. Загальний вид і основні елементи конструкції гвинтового свердла

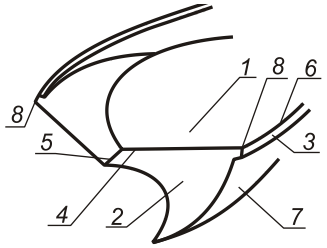


Рисунок 2.32. Поверхні і леза робочої частини гвинтового свердла

На рис. 2.32 зображене місце переходу різальної частини свердла у калібрувальну. На поверхнях гвинтових стружкових канавок утворюється і сходить стружка, тобто вони є передніми поверхнями свердла. Головну різальну кромку свердла *4* з достатньою точністю можна вважати прямою лінією. Тому передня поверхня *1* являє собою лінійчату гвинтову поверхню, що плавно сполучається з криволінійною гвинтовою

поверхнею неробочої частини стружкової канавки. Інакше кажучи, передня поверхня свердла являє собою гвинтову поверхню, що складається з сімейства гвинтових ліній, які мають однаковий крок і різний діаметр.

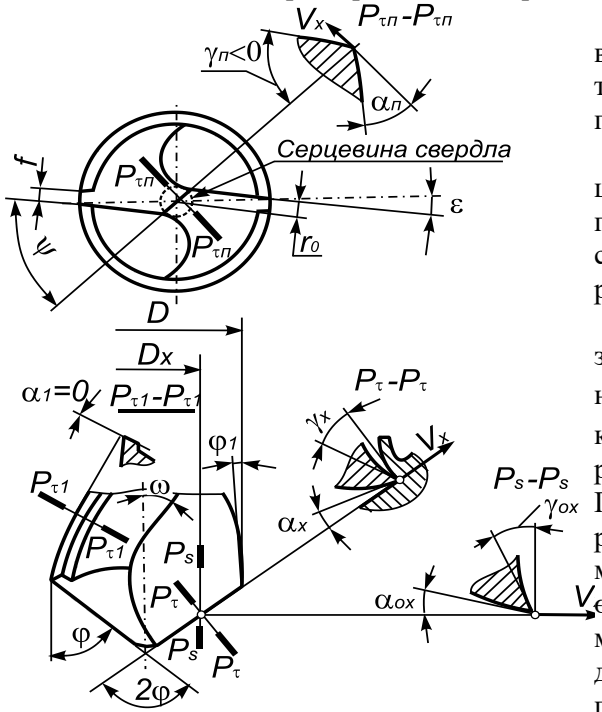


Рисунок 2.33. Геометричні параметри свердла

Головні задні поверхні *2* залежно від способу загострювання можуть бути конічними, лінійчатими гвинтовими поверхнями або площинами.

Частина стрічки *3* поблизу вершини свердла *8* є допоміжною задньою поверхнею. Для зменшення тертя між свердлом і стінкою отвору спинка свердла *7* занижена відносно стрічки.

У результаті перетину головних задніх поверхонь утворюється перехідна кромка *5* довжиною $l_п$, нахилена під кутом ψ=50…55° до проекції головної різальної кромки на торцеву площину. Перехідна кромка *5* називається поперечною різальною кромкою або перемичкою. Допоміжна різальна кромка *6* є конічною гвинтовою лінією з дуже малою конічністю. Таким чином, свердло має по дві передні, дві головні і допоміжні задні поверхні, дві головні і допоміжні різальні кромки і поперечну кромку.

Для більшої міцності свердла головні різальні кромки розміщені не в осьовій площині, а симетрично зміщені вверх і вниз на відстань r_0 (рис.2.33). Отримане центральне потовщення називають серцевиною свердла.

Розглянемо геометричні параметри гвинтового свердла (див. рис. 2.33). Не повторюючи визначення основних кутів, слід зазначити як їх відповідність аналогічним кутам різця, так і деякі особливості.

Інструментальні кути різальної частини визначаються у системі координат, що застосовується для настроювання обладнання при виготовленні свердла. Основна інструментальна площина проходить через задану точку різальної кромки і вісь свердла, інструментальна площина різання – дотична циліндру, на якому розміщена точка різальної кромки. Використовується також торцева площина, перпендикулярна осі свердла. Оскільки при обертанні свердла вектор швидкості головного руху лежить у площині, перпендикулярній осі свердла, і дотично до траєкторії обертання точки різальної кромки, інструментальні і статичні системи координат збігаються. Тому для свердла прийнято розглядати саме статичні кути різальної частини (рис.2.34). Для їхнього визначення будемо використовувати підходи і залежності, отримані для токарного різця, з огляду на особливості свердла як двозубого інструмента із гвинтовою передньою поверхнею.

Оскільки у свердла є дві симетричні різальні кромки, то замість кута φ для різця

в основній площині свердла розглядають кут при вершині 2φ, що називається подвійним кутом у плані. У стандартних свердел величина подвійного кута в плані 2φ = 118…120°. У свердел спеціальних, спроектованих для певної операції, величина кута 2φ залежить від твердості і міцності матеріалу оброблюваної заготовки, зростаючи при збільшенні останніх. У цьому випадку кут 2φ може змінюватись у межах 90…140°.

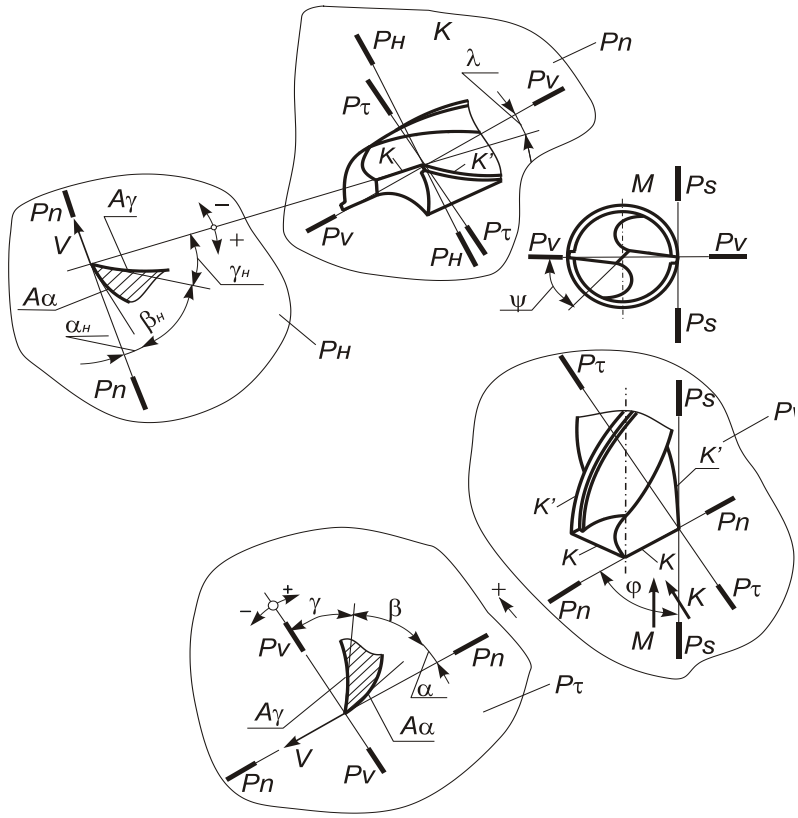


Рисунок 2.34. Загальна схема визначення статичних кутів різальної частини свердла

В основній площині розглядаються також допоміжні кути в плані φ_1. Щоб після переточувань діаметр свердла змінювався незначно (через зворотний конус), ця конусність у свердла виконується невелика — 0,03...0,15 мм на 100 мм довжини свердла. Як правило, кут φ_1 не перевищує 10' і може бути визначений за формулою:

$$tg\varphi_1 = (D - D_K)/2l, \qquad (2.20)$$

де D, D_K – діаметр свердла відповідно на початку і у кінці калібрувальної частини;

l — довжина калібрувальної частини.

Кутом нахилу гвинтової канавки ω на максимальному діаметрі називається кут між дотичною до гвинтової лінії допоміжної різальної кромки на калібрувальній частині і лінією, паралельної осі свердла. Виходячи із властивості лінійчатої гвинтової поверхні, кут нахилу гвинтових ліній, що її утворюють у різних точках різальної кромки – неоднаковий.

$$tg\,\omega = \pi D / P;\ tg\,\omega_x = \pi D_x / P,$$

де D — діаметр свердла на периферії; D_x — діаметр свердла у довільній точці різальної кромки (*у подальшому всі параметри, що розглядаються у цій точці, мають індекс «x»*), P – крок гвинтової поверхні.

Як випливає із цих формул, у периферійній точці головної різальної кромки, тобто по кромці стрічки, ω_x максимальний. Для інших точок різальної кромки кут нахилу гвинтової канавки тим менше, чим ближче ця точка до осі свердла. Із аналізу попередніх формул можна одержати наступне співвідношення:

$$tg\ \omega_x = D_x\ tg\omega/D. \qquad (2.21)$$

Нахил гвинтової стружкової канавки — це нахил передньої поверхні свердла у поздовжньому (осьовому) напрямку. Отже, це є передній кут свердла уздовж його осі $\gamma_{ox} = \omega_x$, тобто у робочій площині P_S.

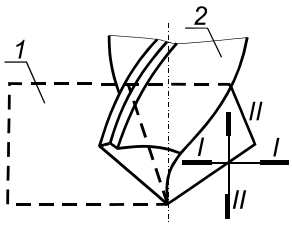


Рисунок 2.35. Суміщення проекцій різальної частини свердла і різця: *1 – прямий прохідний різець, 2 – свердло*

Накладемо проекції різальної частини одного леза (пера) свердла і прямого прохідного різця (рис. 2.35). Зрівнюючи положення поздовжньої і поперечної площин різця і свердла, видно, що кути свердла уздовж його осі є поперечними для різця. Тому для визначення статичних кутів різальної частини у головній січній площині можна скористатися виразами (2.1) і (2.2.) для різця. З формули (2.2), поклавши $\gamma_{ox} = \gamma_{поп.x}$ маємо:

$$tg\gamma_x = tg\gamma_{ox} / sin\varphi - tg\lambda\ ctg\varphi, \qquad (2.22)$$

де λ – статичний кут нахилу головної різальної кромки у площині різання P_n.

Із нескладних геометричних побудов (рис.2.33) цей кут дорівнює [2]:

$$tg\lambda = \frac{r_0}{\sqrt{(D_x/2)^2 - r_0^2}} sin\,\varphi. \qquad (2.23)$$

Підставляючи формули (2.23) і (2.21) у (2.22) будемо мати:

$$tg\gamma_x = \frac{D_x tg\omega}{D\,sin\,\varphi} - \frac{r_0}{\sqrt{(D_x/2)^2 - r_0^2}} cos\,\varphi. \qquad (2.24)$$

Для спрощених розрахунків, іноді приймають r_0=0. Тоді формула (2.24) буде мати вигляд:

$$tg\gamma_x = \frac{D_x tg\omega}{D\,sin\varphi}. \qquad (2.25)$$

Із цих формул видно, що як величина статичного переднього кута, так і характер його зміни уздовж різальної кромки свердла визначаються тільки конструктивними параметрами свердла: кутом нахилу гвинтової канавки ω, розташуванням різальної кромки відносно осі – r_0 і положенням точки на різальній кромці – D_x.

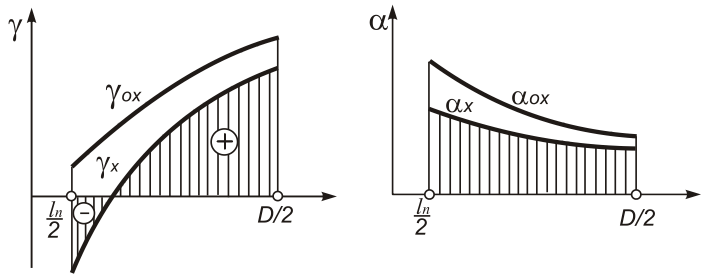
Чим ближче точка до осі свердла, тим менший передній кут. На зовнішньому діаметрі він рівний $\gamma \approx \omega \approx 25...\ 30°$.

Як видно із рис. 2.36,а, у всьому діапазоні зміни діаметра уздовж різальної кромки статичний передній кут менше кута, виміряного в осьовій площині. У точках біля поперечної різальної кромки він стає негативним.

Траєкторії руху точок головних різальних кромок лежать на уявних циліндричних поверхнях з осями, що збігаються з віссю свердла. На цих поверхнях розглядають

осьові задні кути свердла $\alpha_{o.x}$ (рис. 2.37). Для різця (див.рис.2.35) це будуть задні кути у поперечній січній площині. Використовуючи формулу (2.1), маємо:

$$tg\alpha_x = tg\alpha_{o.x} \cdot sin\varphi . \qquad (2.26)$$



а) *б)*

Рисунок 2.36. Графіки зміни статичних переднього і заднього кутів свердла уздовж головної різальної кромки

На відміну від переднього кута, характер зміни якого задається при виготовленні свердла і на кресленні не вказується, задній кут свердла забезпечується методом його загострювання. Характер його зміни уздовж різальної кромки визначається двома умовами:

1) забезпечення приблизної постійності кута загострення β_x уздовж різальної кромки;
2) забезпечення приблизної постійності кінематичного заднього кута уздовж різальної кромки.

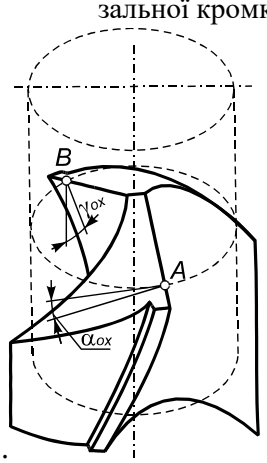


Рисунок 2.37. Утворення переднього і заднього кутів на різальних лезах свердла у циліндричному перетині

Виходячи з першої умови і залежності $\gamma_x + \beta_x + \alpha_x = 90°$, із рис.2.36,а очевидно, що кут α_x повинен збільшуватися від периферії до центра свердла.

Як указувалося у п. п. 2.2., основною причиною відмінності кінематичних кутів від статичних – є наявність складного робочого руху. У результаті повороту вектора швидкості результуючого руху на кут швидкості різання η, (див. рис. 2.2) кінематичний задній кут зменшується:

$$\alpha_{к.ox} = \alpha_{ox} - \eta_{ox} , \qquad (2.27)$$

де $\eta_{ox} = arctg \dfrac{S}{\pi \cdot D_x}$

Як видно із цієї формули, при зменшенні діаметра розглянутої точки на різальній кромці кут η_{ox} збільшується. Тому для збереження приблизної постійності кінематичного заднього кута статичний задній кут (та й інструментальний кут загострювання) повинен збільшуватися від периферії до центру. Характер його зміни показаний на рис. 2.36, б.

Поперечна різальна кромка (перемичка), що при різанні теж знімає стружку, утворена двома симетричними головними задніми поверхнями свердла. Перетинаючи її робочою площиною у довільній точці (див. рис.2.33), одержимо різальне лезо, у якого передня і задня поверхні утворюють кут загострення, приблизно рівний 2φ. Передній кут такого леза буде приблизно дорівнювати $\gamma_{ox} = -\varphi \approx -60°$, а задній – $\alpha_{ox} = \varphi$. Різання таким лезом досить важке, тому перемичка не ріже метал, а шкрябає його (витискує).

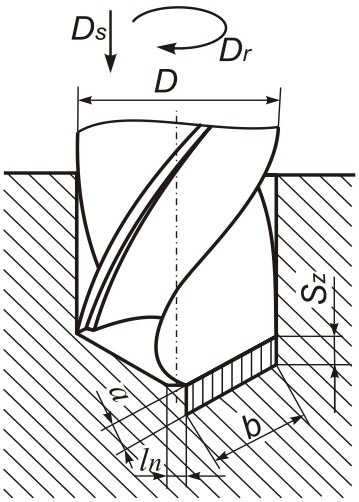


Рисунок 2.38. Розміри зрізуваного шару при свердлінні

Перетин шару, зрізуваного одним лезом свердла, площиною, що проходить через вісь отвору, зображений на рис. 2.38.

Глибину різання як технологічний розмір зрізуваного шару при свердлінні не використовують, тому що у відповідності до формули (2.16), глибина різання дорівнює радіусу свердла. Фізичні параметри зрізуваного шару – товщина *a* і ширина *b* із аналізу рис. 2.38 дорівнюють:

$$a = S_z \sin\varphi = \frac{S}{2}\sin\varphi \quad \text{і} \quad b=(D–l_п)/(2\sin\varphi).$$

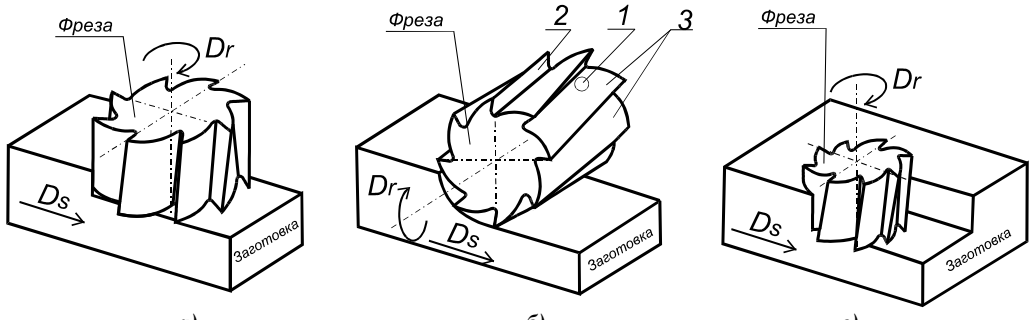
2.5. Кінематика процесу, елементи конструкції, геометричні параметри інструментів і перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні

Фреза – багатолезовий інструмент із обертовим головним рухом різання, застосовуваний для оброблення площин, пазів, шліців, тіл обертання, різьб, фасонних поверхонь і розрізання заготовок. Одночасна участь у роботі декількох зубців забезпечує високу продуктивність оброблення.

Фреза являє собою тіло обертання, на периферійній поверхні або на торці якого розміщені різальні зубці. Незважаючи на велике розмаїття фрез, схема їхньої роботи відповідає циліндричному (периферійному) або торцевому фрезеруванню (рис. 2.39).

При торцевому фрезеруванні (див.рис.2.39, а) вісь фрези перпендикулярна до обробленої поверхні. Крім зубів, розташованих на циліндричній поверхні, працюють також зубці, що знаходяться на торці і формують оброблену поверхню.

При циліндричному (периферійному) фрезеруванні (див.рис.2.39, б) вісь фрези паралельна обробленій поверхні; робота формування обробленої поверхні виконується зубами, розташованими на циліндричній (периферійній) поверхні фрези. У деяких випадках (наприклад, фрезерування уступів чи пазів) розглядають змішане (комбіноване) фрезерування (рис. 2.39, в), що носить ознаки як периферійного, так і торцевого.



а) *б)* *в)*

Рисунок 2.39. Види фрезерування:
а – торцеве, б – циліндричне, в – комбіноване (змішане)

Циліндрична фреза – це циліндричне тіло (див.рис.2.38, б), на поверхні якого у поздовжньому напрямку прорізані прямі чи гвинтові канавки *1* для розміщення струж-

ки. Частина канавки, по якій сходить стружка, є передньою поверхнею *2* зуба фрези, а інша частина, що прилягає до поверхні циліндра – задньою *3*. Разом вони утворюють головне різальне лезо. На перетині передньої поверхні канавки із циліндричною поверхнею утворюються різальні кромки. Для більш плавної роботи фрези і збільшення числа одночасно працюючих зубів стружкові канавки частіше роблять гвинтовими.

Розглянемо геометричні параметри циліндричної фрези (рис.2.40). Аналогічно свердлу, слід зазначити як їх відповідність аналогічним кутам різця, так і деякі особливості.

Інструментальні кути різальної частини визначаються у системі координат, що застосовується для настроювання обладнання при виготовленні фрези. Основна інструментальна площина проходить через задану точку різальної кромки і вісь фрези, інструментальна площина різання – дотична циліндру, на якому розміщена ця точка різальної кромки. Використовується також торцева площина, перпендикулярна осі фрези. Оскільки при обертанні циліндричної фрези вектор швидкості головного руху лежить у площині, паралельній осі свердла і дотичній до траєкторії обертання точки різальної кромки, інструментальні і статичні системи координат збігаються. Тому для циліндричної фрези прийнято розглядати саме статичні кути (див. рис.2.40).

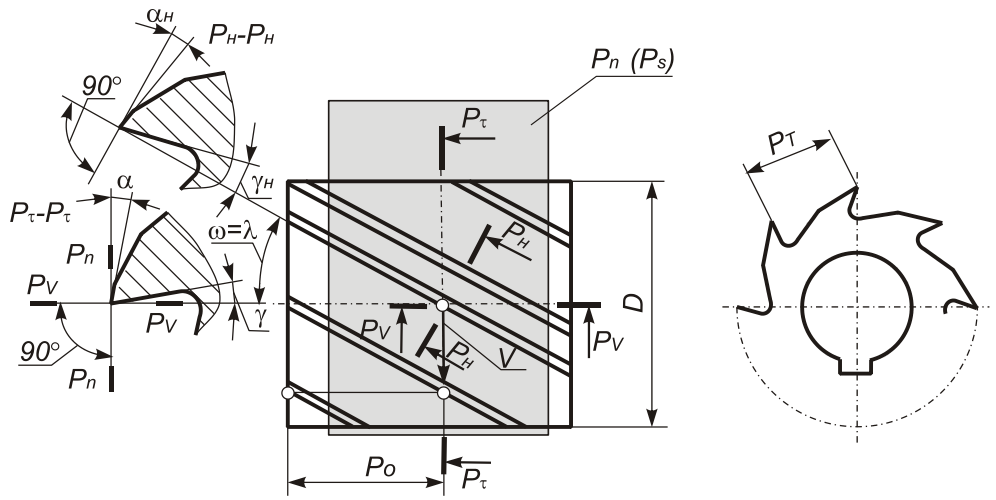


Рисунок 2.40. Геометричні параметри різальної частини циліндричної фрези

Передній γ і головний задній α кути, розглядаються у головній січній площині P_τ–P_τ, що розміщена перпендикулярно лінії перетину площини різання P_n– P_n і основної площини P_v–P_v. Деколи ці кути називають торцевими. Кут нахилу різальної кромки λ між основною площиною і дотичною до головної різальної кромки прийнято називати кутом нахилу гвинтової канавки і позначати – ω.

Рекомендована величина переднього кута залежить від міцності і твердості матеріалу оброблюваної заготовки, зменшуючись при їхньому збільшенні. Для різних матеріалів кут γ змінюється у межах 5.…25°

Задній кут α визначається товщиною шару, що зрізується лезом фрези. Оскільки при фрезеруванні вона значно менша, чим при обточуванні, то і значення рекомендованих задніх кутів – набагато більші і знаходяться у межах α = 15…25°.

У стандартних фрез кут нахилу гвинтової канавки призначають у межах

25…35°; у спеціальних, призначених для фрезерування деталей певної ширини, кут ω розраховують, щоб одержати так назване рівномірне фрезерування (див. п. п. 5.1.5).

В деяких випадках розглядають кути різального леза у нормальній до різальної кромки площині фрези $P_н$–$P_н$. З урахуванням формули (2.3), одержимо:

$$tg\,\gamma_н = tg\,\gamma \cdot cos\,\omega\,, \qquad tg\,\alpha_н = \frac{tg\,\alpha}{cos\,\omega}\,.$$

Торцева фреза (рис.2.41, а) являє собою корпус *1*, у який вставлені окремі різці – зуби фрези *2*. Кожен зуб фрези у процесі різання працює майже так, як стругальний різець при обробленні площини. Відмінність полягає тільки у тім, що стругальний різець виконує прямолінійний рух, а зуб фрези – круговий (циклоїдальний). Тому форма і геометричні параметри зуба фрези мало відрізняються від форми та геометричних параметрів різця. У різанні, крім головної (К), бере участь допоміжна різальна кромка (К′). Схема для визначення основних статичних кутів різальної частини торцевих фрез представлена на рис.2.41, б.

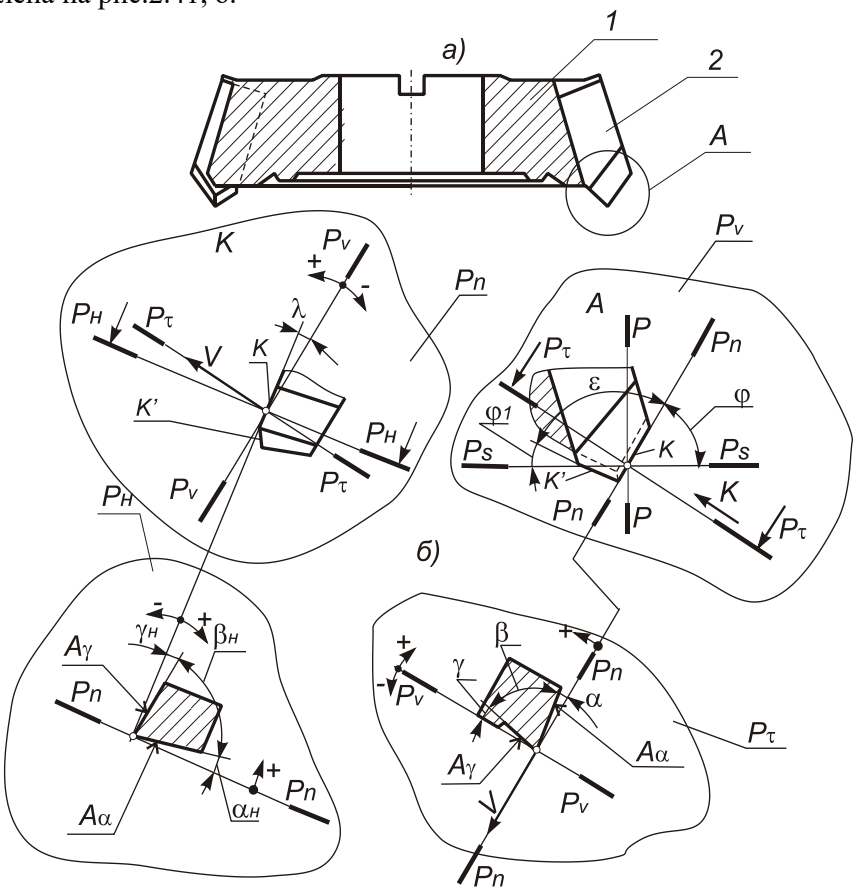


Рисунок 2.41. Кути різального леза торцевої фрези у статичній системі координат

Головна різальна кромка зуба фрези нахилена відносно робочої площини P_s – P_s під головним кутом у плані φ. Його величина рекомендується у межах 60…90°. Допоміжна кромка утворює із тією же площиною допоміжний кут у плані φ_1, величина якого дорівнює 5…15°. У деяких випадках утворюють прямолінійну перехідну різальну кромку довжиною l_0 = 1,5…2 мм, що має перехідний кут у плані φ_0= φ/2.

Передній і головний задній кути, так само як і у різця, вимірюють у головній січній площині P_τ –P_τ. Величина переднього кута визначається твердістю і міцністю матеріалу оброблюваної заготовки. При фрезеруванні сталевих заготовок для запобігання можливого ушкодження лез фрези через переривчастість процесу різання передній кут роблять негативним у межах від –5° до –15°. При фрезеруванні чавунних заготовок небезпека механічного ушкодження менша через значно нижчу міцність чавуну, ніж сталі. Це дозволяє утворювати на фрезі позитивний передній кут у межах 5.…10°. Головний задній кут визначається тими ж умовами, що і для циліндричних фрез і рекомендується у межах $\alpha = 12.…15°$.

Для того щоб у контакт зі зрізуваним шаром першою не вступала менш міцна вершина зуба фрези, головну різальну кромку нахиляють під позитивним кутом λ. При обробленні сталевих заготовок кут нахилу λ лежить у межах 5…15° і при обробленні чавунних – 0…5°.

Деякі види загострювального обладнання, як і для різця, потребують знання поздовжніх (у площині *P*–*P*, паралельній осі фрези), поперечних (у площині P_s–P_s) та нормальних (у площині $P_н$–$P_н$) кутів різальної частини. Як і для токарного різця, вони визначаються, відповідно, за формулами (2.1), (2.2) і (2.3).

2.5.1. Схеми різання і параметри перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні циліндричними фрезами

Фрезерування, так само як і обточування та свердлування, характеризується кінематичною схемою, основаною на сполученні двох рівномірних рухів: обертального і поступального. У результаті цього траєкторією відносного робочого руху будь-якої точки леза є подовжена циклоїда (трохоїда), зображена на рис. 2.42. Висота трохоїди дорівнює діаметру фрези, а відстань між її петлями відповідає шляху *S*, пройденою заготовкою в русі подачі за один оберт фрези. Траєкторії руху лез окремих зубів зміщені одна відносно одної на відстань $S_z = S/z$. При відношенні швидкості руху заготовки до швидкості обертання фрези, що мають місце при фрезеруванні, лінія трохоїди за формою досить мало відрізняється від дуги кола. Тому для спрощення визначення розмірів зрізуваного шару при фрезеруванні трохоїду можна замінити колом діаметром, рівним діаметру фрези.

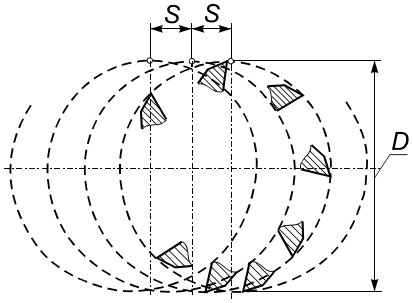


Рисунок 2.42. Траєкторія робочого руху точки леза циліндричної фрези

Обертовий рух, здійснюваний інструментом – фрезою, є головним рухом різання. При відомих частоті обертання інструмента *n* і його діаметрі *D* швидкість різання визначають за формулою (2.14).

Поступальний рух заготовки є рухом подачі. Швидкість цього руху визначають хвилинною подачею $S_{хв}$, подачею на оберт *S* інструмента, що розраховується за формулою (2.15), і подачею на зуб фрези S_z:

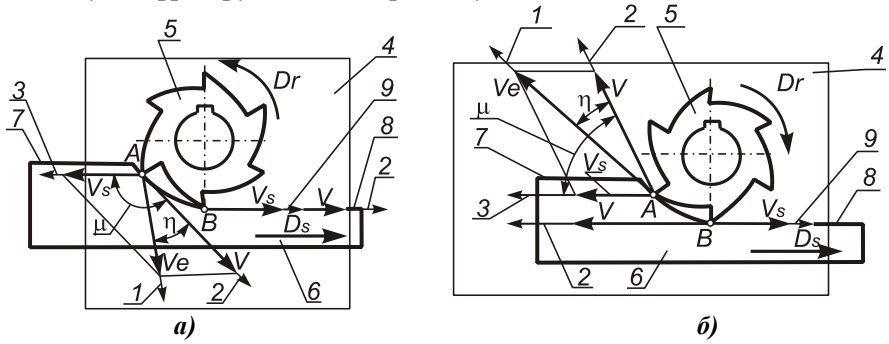
$$S_z = \frac{S}{z}, \qquad (2.28)$$

де *z* – число зубів фрези.

Значеннями подачі на зуб S_z користуються при теоретичних дослідженнях і роз-

рахунку режимів різання при фрезеруванні. У виробничих умовах, наприклад, при налагодженні фрезерувальних верстатів використовують хвилинну подачу $S_{хв}$. Це пов'язане з тим, що у більшості фрезерувальних верстатів відсутній кінематичний зв'язок між шпинделем і механізмом подачі, який має свій налагоджувальний привід.

При циліндричному фрезеруванні можливі дві комбінації напрямків обертання фрези і переміщення заготовки. Якщо вектори швидкості різання V і подачі V_S у точці B контакту з обробленою поверхнею спрямовані у протилежні боки (рис.2.43,б), то таке фрезерування називають зустрічним, а якщо в один бік (рис.2.43,а), то попутним. Зустрічне і попутне фрезерування використовуються однаково часто.



а) *б)*

Рисунок 2.43. Елементи рухів у процесі різання при попутному (а) і зустрічному (б) периферійному фрезеруванні: *1 – напрямок швидкості результуючого руху різання; 2 – напрямок швидкості головного руху різання; 3, 9 – напрямок швидкості руху подачі; 4 – робоча площина; 5 – інструмент; 6 – заготовка; 7 – оброблювана поверхня; 8 – оброблена поверхня; 1–3 – рухи заданих точок A та B на лезі інструмента; 9 – рух заданої точки B на заготовці*

Товщина шару матеріалу, що видаляється з заготовки, виміряна перпендикулярно обробленій поверхні – є глибиною різання t (рис.2.44).

Із рис.2.44, а видно, що зуб фрези вступає у роботу у точці D і виходить із контакту зі зрізуваним шаром у точці B. Таким чином, за один оберт фрези зуб робить два цикли: робочий, що відповідає дузі DB, і холостий, відповідний дузі BD.

Центральний кут θ_m, що відповідає початку і кінцю робочого циклу зуба фрези, називають максимальним кутом контакту. Його величину можна визначити за формулою:

$$\cos\theta_m = \frac{R-t}{R} = 1-\frac{2t}{D}\ . \qquad (2.29)$$

Миттєве положення точки леза зуба фрези на поверхні різання визначається миттєвим кутом контакту θ, вимірюваним від точки входу зуба у зрізуваний шар. У перетині площиною, перпендикулярною до осі фрези, миттєва товщина зрізуваного шару a, визначена, як відстань між сусідніми положеннями поверхні різання, може бути знайдена із трикутника $q–n–p$ (див.рис.2.44, а, б). Зазначений трикутник з деяким наближенням можна вважати прямокутним із гіпотенузою, рівною подачі на зуб S_z. Кут, що лежить навпроти катета a трикутника, дорівнює миттєвому куту контакту θ. Звідси одержимо:

$$a = S_z \sin\theta\,. \qquad (2.30)$$

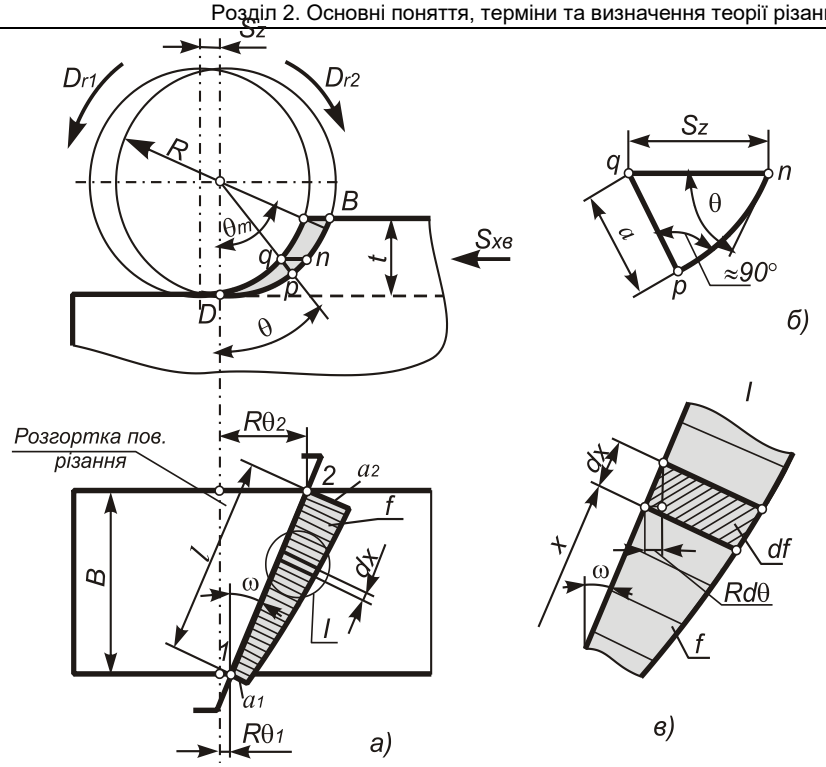


Рисунок 2.44. Елементи режиму різання і розміри зрізуваного шару при фрезеруванні циліндричними фрезами

Оскільки всі точки різальної кромки фрези лежать на циліндричній поверхні різання, то миттєва товщина зрізуваного шару для будь-якого кута нахилу гвинтової канавки ω, у тому числі і рівного нулю, відповідає однаковому миттєвому куту контакту і визначається тим самим відрізком *pq*, тобто, не залежить від кута ω.

Із формули (2.30) видно, що при просуванні зуба по поверхні різання товщина зрізуваного шару у заданій точці леза змінюється. При зустрічному фрезеруванні (рух різання – D_{r1} , рис. 2.45)) на початку робочого циклу θ = 0 і товщина зрізуваного шару у цій точці $a = 0$. На шляху *DC* миттєва товщина постійно зростає відповідно до виразу (2.30). Коли радіус фрези проходить через точку *A* кінця робочого циклу попереднього зуба, значення кута $\theta = \theta_m$ і товщина досягає максимуму $a = a_{max} = S_z \times sin\theta_m$. На ділянці *CB* товщина *a* швидко зменшується і у точці *B* стає рівною нулю. На цьому відрізку рівняння (2.30) незастосовне.

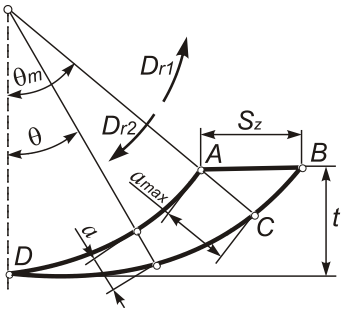


Рисунок 2.45. Розрахункова схема для визначення товщини зрізуваного шару при циліндричному фрезеруванні

При попутному фрезеруванні (рух різання – D_{r2}) вступ зуба фрези у контакт із заготовкою супроводжується швидким зростанням товщини до значення a_{max} у момент, коли радіус проходить через початкову точку *A* робочого циклу попереднього зуба. Потім до завершення робочого циклу товщина зрізуваного шару зменшується до нуля відповідно до рівняння (2.30).

Ділянка леза *l*, що перебуває у роботі (див. рис.2.44, а), є робочою довжиною ле-

за. Вона визначається значеннями миттєвих кутів контакту крайніх точок 1 і 2 леза:

$$l = \frac{R(\theta_2 - \theta_1)}{sin\,\omega}.$$

Із формули виходить, що при просуванні зуба по поверхні різання робоча довжина леза змінюється від нуля до деякого максимуму і знову до нуля. Максимально можлива для заданої ширини фрезерування *B* робоча довжина леза:

$$l_{max} = \frac{B}{cos\,\omega}.$$

Знайдемо миттєву площу f перетину зрізуваного шару для гвинтового леза зуба фрези. Зазначена площа, очевидно, дорівнює площі епюри, зображеної на рис.2.44, а. Візьмемо на різальній кромці зуба точку на відстані *x* від її кінця. Елементарна ділянка кромки *dx* (див.рис.2.44, в) зрізує шар товщиною a_x і поперечним перерізом *df:*

$$dx = \frac{D}{2}\frac{d\theta}{sin\,\omega}, \quad df = a_x dx = a_x \frac{D}{2}\frac{d\theta}{sin\,\omega} = \frac{S_z D\,sin\,\theta}{2\,sin\,\omega}d\theta.$$

Миттєвий поперечний переріз шару, зрізуваного гвинтовим зубом фрези:

$$f = \int_{\theta_1}^{\theta_2} df = \frac{S_z D}{2\,sin\,\omega}\int_{\theta_1}^{\theta_2} sin\,\theta d\theta = \frac{S_z D}{2\,sin\,\omega}(cos\,\theta_1 - cos\,\theta_2). \qquad (2.31)$$

З останнього виразу видно, що у ході руху зуба фрези по поверхні різання площа перерізу зрізуваного шару також є змінною.

Оскільки одночасно у роботі може перебувати декілька зубів (рис.2.46), то сумарний перетин шару, зрізуваного одночасно *m* працюючими гвинтовими зубами фрези можна визначити за формулою:

$$F_\Sigma = \frac{S_z D}{2\,sin\,\omega}\sum_{i=1}^{m}(cos\,\theta_{1i} - cos\,\theta_{2i}), \qquad (2.32)$$

де θ_{1i}, θ_{2i} — кути контакту двох крайніх точок *i*–ї гвинтової різальної кромки, що беруть участь у роботі; *m* — число зубів фрези, що одночасно перебувають у роботі:

$$m = \frac{\theta_m}{\delta_\phi} = \frac{\theta_m z}{360°}, \qquad (2.33)$$

де $\delta_\phi = 360°/z$ — центральний кут між двома сусідніми зубами фрези (кутовий крок).

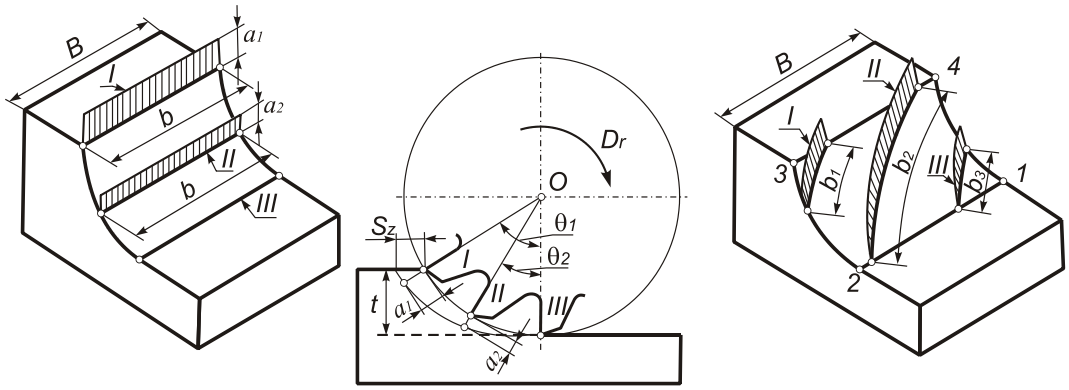


Рисунок 2.46. Ширина і товщина зрізуваного шару при роботі фрезами із прямими та гвинтовими зубами

Оскільки площі f_i для кожного працюючого зуба по мірі просування його по поверхні різання не залишаються постійними, то сумарна площа F_Σ при фрезеруванні, у загальному випадку, є також змінною величиною. Це свідчить про те, що процес фрезерування циліндричними фрезами протікає при змінному силовому і тепловому навантаженнях, що діють на фрезу.

2.5.2. Схеми різання і параметри перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні торцевими фрезами

Принципова кінематична схема при торцевому фрезеруванні та ж, що і при фрезеруванні циліндричними фрезами (рис.2.47). Тому швидкість різання, подачі визначаються за тими ж формулами.

Залежно від встановлення фрези відносно оброблюваної заготовки і співвідношення між діаметром фрези і шириною заготовки фрезерування може бути симетричним повним (рис.2.48, а) неповним (рис.2.48, б) і несиметричним (рис.2.48, в).

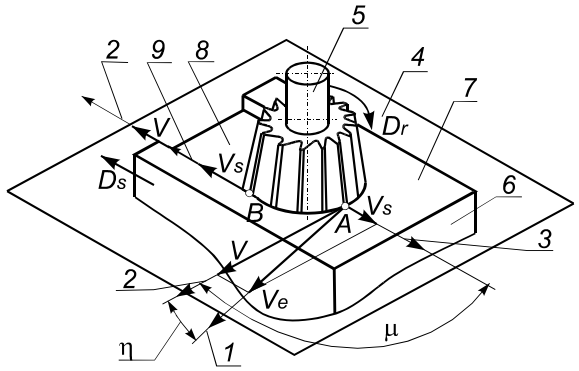
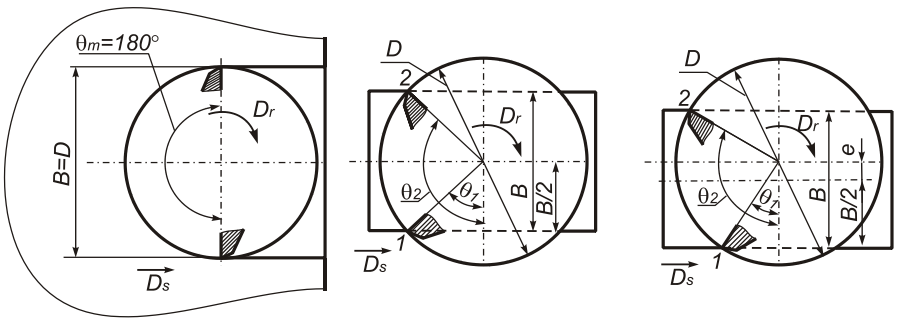


Рисунок 2.47. Елементи рухів у процесі різання при торцевому фрезеруванні:
1 – напрямок швидкості результуючого руху різання; 2 – напрямок швидкості головного руху різання; 3, 9 – напрямок швидкості руху подачі; 4 – робоча площина; 5 – інструмент; 6 – заготовка; 7 – оброблювана поверхня; 8 – оброблена поверхня; 1–3 – рухи заданої точки А та В на лезі інструменту; 9 – рух заданої точки В на заготовці

Щоб структура формул для визначення товщини зрізуваного шару була єдиною для будь-якого типу фрези і її встановлення, миттєвий кут контакту θ при торцевому фрезеруванні відраховується не від точки входу зуба фрези у зрізуваний шар, а від положення радіуса фрези, перпендикулярного до напрямку руху подачі.



а) *б)* *в)*

Рисунок 2.48. Схеми встановлення торцевої фрези відносно заготовки:
а – симетричне повне фрезерування; б – симетричне неповне фрезерування; в – несиметричне (зміщене) фрезерування

Схема для визначення параметрів зрізуваного шару при торцевому фрезеруванні зображена на рис. 2.49. На відміну від фрезерування циліндричними фрезами торцеве – є процесом невільного різання, де участь у зрізанні припуску бере як головна, так і допоміжна різальні кромки. Максимальний кут контакту θ_m залежить від ширини фрезерування B і при симетричному фрезеруванні може бути визначений за допомогою формули:

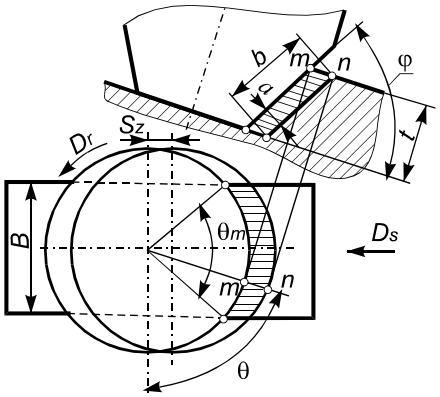


Рисунок 2.49. Розміри зрізуваного шару при фрезеруванні торцевими фрезами

$$\theta_m = 2arcsin(B/D). \qquad (2.34)$$

Вище вказувалося, що зуб фрези працює так, як стругальний різець. Тому форма перерізу шару, зрізуваного з поверхні різання, так само як і при роботі різцем, являє собою паралелограм з товщиною a і шириною b. Із рис.2.49 видно, що миттєва товщина зрізуваного шару $a = mn \times sin\varphi$. За аналогією із фрезеруванням циліндричними фрезами відрізок mn дорівнює $S_z \times sin\theta$. Остаточно одержимо:

$$a = S_z \sin\varphi \sin\theta. \qquad (2.35)$$

Як видно, товщина a є змінною величиною і визначається положенням зуба на поверхні різання. При симетричному фрезеруванні миттєва товщина зрізуваного шару при просуванні зуба по поверхні різання змінюється від мінімального значення у точці входу до максимального, рівного $a_{max} = S_z \times sin\varphi$, і знову до мінімального у точці виходу. Ширина зрізуваного шару b визначається тією же формулою (2.18), що і для токарного чи стругального різців. З урахуванням виразів (2.35) і (2.18) площа шару металу, зрізуваного одним зубом фрези: $f = a \times b = S_z \times t \times sin\theta$, а максимальна сумарна площа $F_{\Sigma max}$, зрізувана всіма зубами фрези, що перебувають у роботі, визначається за формулою:

$$F_{\Sigma max} = S_z t \sum_{i=1}^{m_{max}} sin\,\theta_i ,$$

де m_{max} – максимальне число зубів фрези, що одночасно перебувають у роботі.

$$m_{max} = \frac{\theta_m}{360^\circ} z + 1.$$

При виході попереднього зуба із контакту зі зрізуваним шаром число зубів у роботі протягом деякого часу стає менше на одиницю. Тому сумарна площа перетину зрізуваного шару зменшиться до мінімального значення:

$$F_{\Sigma min} = S_z t \sum_{i=1}^{m_{min}} sin\,\theta_i ,$$

де $m_{min} = \frac{\theta_m}{360^\circ} z$ – мінімальне число зубів фрези, що одночасно перебувають у роботі.

У результаті цього, так само як і при фрезеруванні циліндричними фрезами, силове і теплове навантаження на торцеву фрезу у ході її роботи будуть періодично змінюватися від максимального до мінімального значення.

2.6. Елементи конструкції і геометричні параметри протяжки. Кінематика процесу та розміри перерізу зрізуваного шару при протягуванні

Протяжка – інструмент, призначений для оброблення площин і фасонних поверхонь замкнутих і незамкнутих. Якщо необхідно одержати тільки точні розміри протягуваного контуру, то таке протягування називають вільним. Якщо протягається контур, що має бути розташований на певній відстані від яких-небудь поверхонь деталі, протягування називають координатним. Протяжки, призначені для оброблення замкнутих контурів, називають **внутрішніми**, а незамкнутих – **зовнішніми**.

У порівнянні з іншими методами оброблення фасонних поверхонь протягування має ряд переваг:

- винятково висока продуктивність оброблення;
- протяжкою можна одержати контур будь-якої складності з високою точністю (до 7...9-го квалітетів);
- досягається шорсткість обробленої поверхні у межах R_a=0,63…2 мкм.

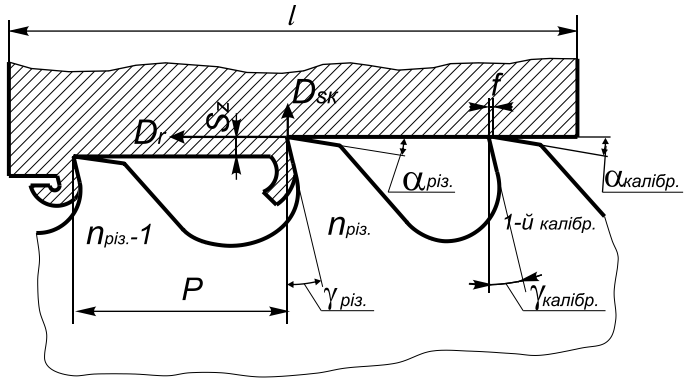


Рисунок 2.50. Схема зрізання шару матеріалу зубом протяжки; розміри і геометричні параметри різальних і калібрувальних зубів протяжки

Робоча частина протяжки складається з різальної та калібрувальної частин (рис. 2.50). На різальній частині розташовані різальні зуби, що знімають припуск, передбачений під протягування. Для того щоб різальні зуби могли послідовно зрізати припуск тонкими шарами, кожен наступний зуб має перевищення S_z над попереднім, назване **підйомом на зуб або конструктивною подачею**. Підйом на зуб може бути однаковим для всіх різальних зубів або змінюватися при переході від однієї групи зубів до іншої.

На калібрувальній частині розташовані калібрувальні зуби однакової висоти (підйом зубів дорівнює нулю). Калібрувальні зуби виконують дві функції: вони калібрують контур, надаючи йому остаточних розмірів та форми, і служать резервом для різальних зубів. Після того як останній різальний зуб у результаті переточувань втратить свої розміри, перший калібрувальний стає останнім різальним зубом і т.д.

Найважливішим конструктивним елементом, що визначає ефективність роботи протяжки, є підйом зубів S_z. Установлено, що мінімальний підйом зубів протяжки не має бути меншим радіуса округлення ρ різальної кромки (див. рис. 2.9) і зазвичай він складає 0,02 мм. Тільки при загострюванні протяжки алмазними або кубонітовими (ельборовими) кругами мінімальний підйом зубів може бути зменшений до 0,01 мм.

Величина максимального підйому зубів зв'язана зі специфічними особливостями протяжки як різального інструменту і визначається двома умовами:

1) міцністю протяжки в її самих слабких місцях – хвостовику та у западині пе-

ред першим зубом;

2) можливістю розміщення всієї стружки, що знімається, у стружковій канавці кожного зуба.

Стружка, зрізувана зубом протяжки, має вільно розміститися у стружковій канавці. Якщо цього не відбудеться, то стружка заклиниться у канавці, стружкоутворення припиниться, що може призвести до поломки зуба або всієї протяжки. При нормальному протіканні процесу різання стружковий валик у поперечному перерізі має вид витків стружки, згорнутих у спіраль, що нагадує спіраль Архімеда. Ця стружка може розміститися в активній частині стружкової канавки, окресленою колом радіуса *R=h/2* (рис.2.51). Відношення активної площі стружкової канавки $F_{\text{а}} = \pi h^2 / 4$ до площі знятої стружки $F_{\text{стр}} = S_z l$ називається коефіцієнтом заповнення канавки $K_{\text{зап}}$. Цей коефіцієнт ураховує нещільності в упакуванні стружки через зубчики на її вільній стороні. Залежно від оброблюваного матеріалу рекомендовані значення $K_{\text{зап}}$ знаходяться в інтервалі від 2 до 4 (табл.2.1).

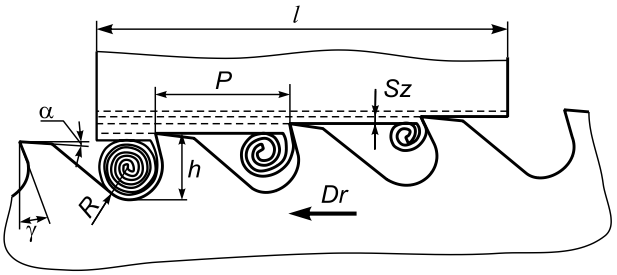


Рисунок 2.51. Схема розміщення стружки у стружковій канавці протяжки

Після підстановки наведених виразів розрахункова умова приймає вид:

$$\frac{\pi h^2}{4 S_z l} = K_{\text{зап}} \ . \qquad (2.36)$$

З останнього виразу можна знайти максимально можливу величину підйому на зуб, що забезпечує вільне розміщення стружки:

$$S_z = \frac{\pi h^2}{4 l K_{\text{зап}}} .$$

Таблиця 2.1. Коефіцієнти заповнення стружкової канавки для різних матеріалів

Матеріал	$K_{\text{зап}}$
Сталь $R_m < 400$, МПа	4
Сталь $R_m = 400...700$, МПа	3,5
Сталь $R_m > 700$, МПа	3
Чавун	2…2,5

Статичний передній кут протяжки, так само як і інших інструментів, визначається міцністю і твердістю матеріалу оброблюваної заготовки, зменшуючись при їхньому збільшенні. Його величина лежить у межах 5…25°. Особливістю внутрішніх протяжок є дуже мала величина статичного заднього кута, рівна 3….4°. Останнє пов'язане з бажанням максимально зберегти розміри зубів протяжки при переточуваннях і зменшити неминучу зміну підйому зубів. Для зовнішніх протяжок, що мають елемен-

ти регулювання висоти зубів, це обмеження на задній кут відсутнє.

Для більшої плавності врізання зубів їх нахиляють відносно напрямку головного руху, утворюючи, таким чином, статичний кут λ (рис.2.52).

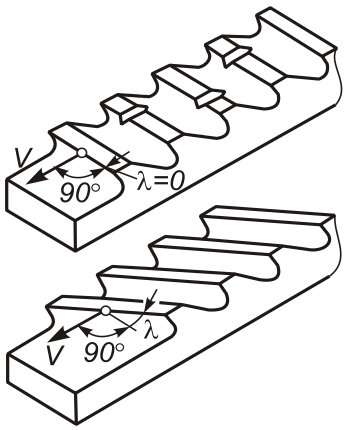


Рисунок 2.52. Розташування зубів протяжки відносно швидкості головного руху

Крок і розміри калібрувальних зубів зазвичай роблять такими ж, як і різальних. Калібрувальні зуби відрізняються тільки тим, що мають на задній поверхні зачисну фаску розміром $f = 0{,}2…0{,}3$ мм (див. рис. 2.50), де статичний задній кут дорівнює нулю. Це дозволяє довше зберігати розміри калібрувальних зубів при переточуваннях.

Для того щоб стружка, скручуючись у стружковий валик, потім легше видалялась, на різальних зубах протяжок, призначених для оброблення пластичних матеріалів, роблять стружкоподільні канавки (рис.2.53). Завдяки таким канавкам стружковий валик ділиться на декілька частин, шириною 8…10 мм, і наприкінці робочого ходу протяжки стружкові канавки легко очищаються від стружки.

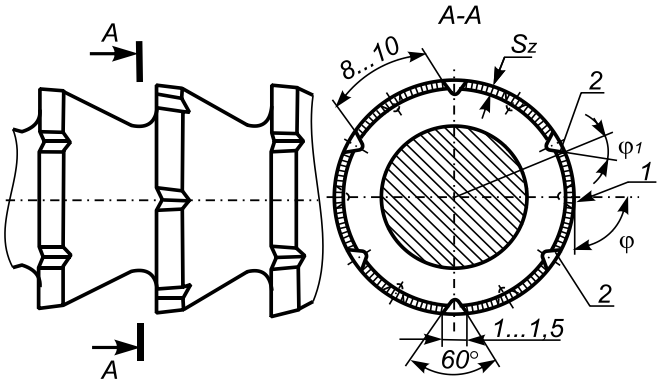


Рисунок 2.53. Стружкоподільні канавки на різальних зубах протяжки

Стружкоподільні канавки мають трикутну форму з кутом 60…90° і шириною 1...1,5 мм. При цьому на кожній частині розділеного різального леза 1 утворюються допоміжні різальні кромки 2 (див. рис. 2.53, б). На сусідніх зубах стружкоподільні канавки зміщують по колу у шаховому порядку. При обробленні крихких матеріалів завдяки ламанню стружки у стружкоподільних канавках немає необхідності.

Принципова кінематична схема протягування базується на єдиному прямолінійному русі, здійснюваному протяжкою або заготовкою. Цей рух є головним рухом різання, а швидкість його визначає швидкість різання. Рух подачі закладений у конструкції протяжки у вигляді підйому на зуб. Врізаючись, кожен зуб (див. рис. 2.50 і 2.54), як би піднімається, здійснюючи рух подачі. Оскільки цей рух відбувається без участі механізму подачі верстата, така подача називається конструктивною або прихованою, а подача на зуб протяжки чисельно дорівнює підйому різальних зубів.

Розміри шару матеріалу, зрізуваного зубом протяжки, визначаються формою і розмірами оброблюваного контуру, підйомом на зуб протяжки та схемою різання. Під схемою різання розуміють послідовність зрізання різальними зубами протяжки припуску, передбаченого під протягування.

Схеми різання, застосовувані при протягуванні, можна класифікувати за двома

ознаками:

1) за способом профілювання протягуваного контуру;

2) за схемою зрізання шару кожним різальним зубом протяжки.

За першою ознакою схеми різання поділяються на профільну і генераторну, а за другою – на схеми одинарного і групового різання.

Принципові відмінності профільної і генераторної схем різання показані на прикладі протягування ввігнутого дугового незамкнутого контуру (див. рис. 2.54).

Профільна схема різання (див. рис. 2.54, а) характерна тим, що контур різальної кромки, що окреслює кожен зуб протяжки, за формою є копією оброблюваного контуру. Остаточний контур деталі формується однією останньою головною різальною кромкою.

На рисунку у розрізі зображений перший різальний зуб протяжки і леза інших різальних зубів, що відстоять один від одного на відстані, рівній підйому на зуб S_z.

Шар матеріалу, зрізуваний деяким зубом протяжки (заштрихований), має дугову форму *mq* із шириною зрізуваного шару *b*, рівною робочій довжині кромки і товщиною у кожній точці профілю, розрахованою за формулою:

$$a_x = S_z \sin\varphi_x,$$

де φ_x – статичний кут у плані у довільній точці різальної кромки зуба протяжки.

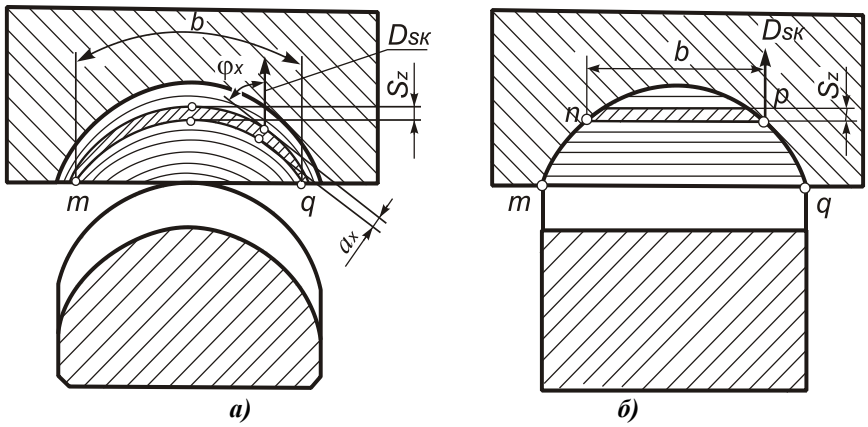


Рисунок 2.54. Профільна і генераторна схеми різання при протягуванні

При протягуванні за генераторною схемою (див. рис. 2.54, б) кожен різальний зуб протяжки має три кромки: прямолінійну головну *np* і дві допоміжних *mn* та *pq*, окреслені за формою оброблюваного контуру. Форма головної різальної кромки для простоти виготовлення протяжки, як правило, окреслюється прямою лінією або дугою кола. Шар матеріалу, зрізуваний будь-яким різальним зубом, при прямолінійній формі головного леза являє собою смугу шириною *b*, рівну робочій довжині головного леза, і постійної товщини, рівної підйому на зуб протяжки S_z. Контур деталі у цьому випадку формується не останнім різальним зубом протяжки, а допоміжними кромками всіх її різальних зубів, тобто **генерується** частинами. Протяжки, спроектовані за профільною схемою різання, називають профільними, а за генераторною схемою – генераторними.

Кожна з розглянутих схем має як свої переваги, так і недоліки. Профільні протяжки (на відміну від генераторних) більш складні у виготовленні, тому що для загос-

трювання задніх кутів у фасонного головного леза потрібно мати копіювальний пристрій. Однак профільні протяжки забезпечують більш високу точність і якість поверхні, обробленої одним останнім лезом, що має у всіх його точках необхідний задній кут.

При різанні ж генераторними протяжками допоміжні кромки працюють без задніх кутів, що збільшує тертя між протяжкою і деталлю та призводить до утворення задирок на обробленій поверхні. Крім того, на обробленій поверхні з'являються подряпини, що залишають точки перетину головної кромки з допоміжними.

Протяжки, спроектовані за **одинарною схемою** різання, зрізують стружку по всій довжині профілю деталі. За цією ознакою зображені на рис. 2.54 профільна і генераторна схеми є схемами одинарного різання. Довжина такого контуру (а значить сили різання) може бути значною, що змушує зменшувати підйом на зуб, а відповідно – збільшувати число різальних зубів і довжину протяжки.

У протяжок, спроектованих за схемою **групового різання** (протяжки змінного різання), стружка товщиною S_z зрізується групою зубів, кожен з яких має однакову висоту, але зрізує тільки частина шару по ширині. Розглянемо характерні риси схеми групового різання на прикладі протягування площини шириною *b* (рис. 2.55).

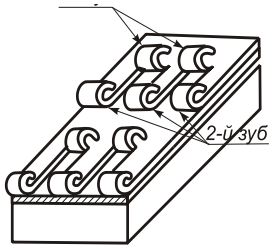


Рисунок 2.55. Групова схема різання при протягуванні

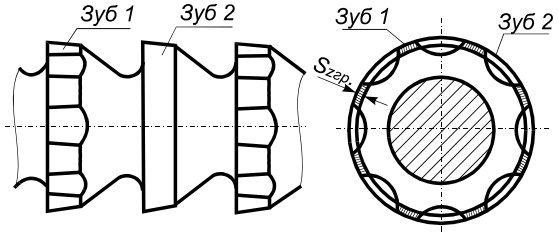


Рисунок 2.56. Різальні зуби круглої групової протяжки

Плоска протяжка у цьому випадку розділена на секції (групи), що складаються із двох зубів без підйому одного відносно іншого. Робоча довжина леза кожного зуба секції, що зрізує стружку, дорівнює 1/2 ширини контуру деталі. У результаті такого поділу леза припуск, залишений під протягування, зрізується поперемінно: перший зуб секції зрізує половину припуску двома канавками, другий зуб – другу половину. Наступна секція із двох зубів має підйом відносно попередньої і зрізання припуску відбувається у тому ж порядку.

Через особливість впливу товщини і ширини зрізуваного шару на силу протягування, що буде розглянута у наступних розділах, для групової схеми вдається значно збільшити підйом на групу зубів і тим самим зменшити загальну кількість зубів протяжки або, при однаковому числі різальних зубів, забезпечити меншу величину тягової сили у порівнянні з протяжками одинарної схеми різання.

На рис. 2.56 показана частина круглої протяжки групового різання. Секції (групи) протяжки складаються із двох зубів одного діаметра. Кромка першого (прорізного) зуба дуговими викружками розділена на вісім рівних частин, внаслідок чого лезо цього зуба зрізує шар матеріалу із сумарною шириною, рівною половині довжини кола профілю (площа шару, зрізуваного першим зубом, заштрихована). Другий зуб (зачисний) викружок не має, і його лезо зрізує ту частину шару, що не зрізав перший зуб (площа шару, зрізуваного другим зубом, не заштрихована).

Схему групового різання доцільно також застосовувати при протягуванні дета-

лей із незнятою ливарною або штампувальною кіркою. Для того щоб число різальних зубів, що зрізують ущільнений і засмічений метал кірки, було можливо меншим, необхідно, щоб вони мали якомога більший підйом, властивий схемі групового різання. Однак стійкість протяжок, спроектованих за схемою групового різання, менша, ніж протяжок одинарного різання.

Розглянуті за класифікаційними ознаками схеми різання протяжок не виключають одна одну. Профільні і генераторні протяжки можуть бути протяжками як одинарного, так і групового різання.

2.7. Кінематика процесу, елементи конструкції і геометричні параметри різальної частини мітчика. Розміри перерізу зрізуваного шару при нарізанні різі мітчиком

Мітчик являє собою гвинт, на якому утворені різальні кромки та стружкові канавки (рис.2.57), і який застосовується для нарізання внутрішніх різьб. Залежно від типу приводу обертання мітчики бувають ручні і машинні.

Принципова кінематична схема при роботі мітчиком та ж, що при обточуванні і свердлінні. Мітчики, як і круглі плашки, різенарізні головки кріпляться у спеціальних плаваючих патронах, що передають інструменту тільки обертовий рух і крутний момент, необхідний для подолання сил різання. Жорсткого осьового і радіального базування інструментів такі патрони не забезпечують.

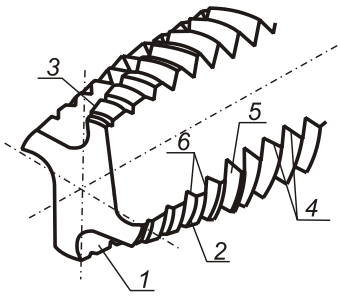


Рисунок 2.57. Поверхні і леза робочої частини мітчика

Протягом двох-трьох перших обертів різенарізні інструменти підтискаються до заготовки в осьовому напрямку. За цей час різальні зуби перших витків різі мітчика нарізають на поверхні заготовки два-три витка різьби неповного профілю. Бічні поверхні різальних зубів, контактуючи з бічними сторонами нарізуваної різі, утворюють кінематичну пару типу гвинт – гайка. Ця пара забезпечує додаткове взаємне осьове переміщення (затягування) інструмента або заготовки. Тому **головним рухом різання мітчика є гвинтовий рух різальних кромок інструмента відносно заготовки, який складається з обертання і узгодженого з ним переміщення вздовж осі інструмента**. Узгодження полягає у тому, що за час одного оберту мітчика він переміщається уздовж осі на відстань, рівну кроку (ходу) різі. Таким чином, переміщення мітчика уздовж осі не можна ототожнювати з рухом подачі свердла при свердлінні, хоча зовні ці рухи схожі один на одного.

Через малість швидкості поздовжнього переміщення швидкість різання при нарізанні різьби мітчиком визначають за традиційною формулою (2.14).

Крім уже відмічених рухів необхідний ще один – для послідовного вирізання різьбового профілю різальними кромками мітчика. Для цього різальну частину мітчика по зовнішньому діаметру різі роблять конічною (рис. 2.58). Тому висота різальних кромок, починаючи від його торця, збільшується

Нехай від початку нарізання різі мітчик зробить один оберт. За цей час він переміститься уздовж осі отвору на відстань, рівну кроку різьби *P*, і його торець попаде у точку *1* (див. рис.2.58). У результаті цього у першому різьбовому профілі кромкою *№1*

буде вирізаний шар матеріалу із площею перетину у вигляді трикутника. Після другого оберту мітчика його торець переміститься у точку *2*. У першому різьбовому профілі кромкою №*2* буде вирізаний шар із перетином у вигляді похилої трапеції, а у другому – кромкою №*1* у вигляді трикутника. Після третього оберту торець мітчика переміститься у точку *3*. У перших і другому різьбових профілях кромками №*3* і №*2* будуть вирізані шари із перетинами у вигляді трапецій, а у третьому – кромкою №*1* – у вигляді трикутника. Після четвертого оберту вся різальна частина мітчика ввійде в отвір, і його торець стане у точці *4*. У першому різьбовому профілі кромкою №*4* буде вирізаний шар матеріалу із площею перетину у вигляді трикутника і його оброблення буде закінчено. У другому і третьому різьбових профілях кромками №*3* і №*2* будуть вирізані шари із перетинами у вигляді трапецій, а четвертий різьбовий профіль тільки почне вирізатися кромкою №*1*. Після чергового оберту мітчика закінчиться оброблення другого різьбового профілю, далі – третього, доти, поки не буде нарізано різьбовий профіль по всій довжині отвору.

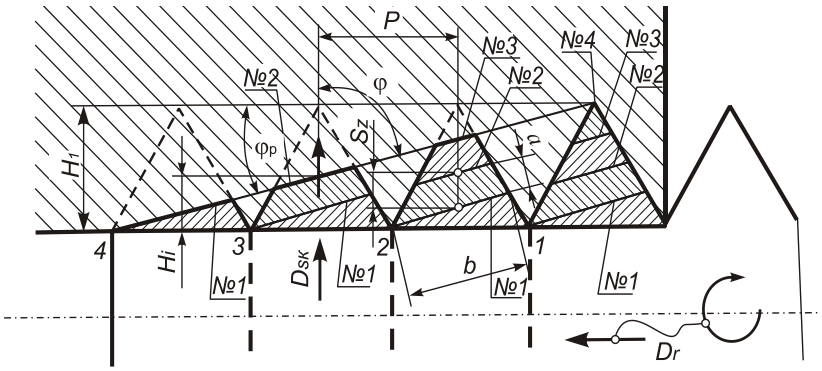


Рисунок 2.58. Схема вирізання профілю при нарізанні різі мітчиком

З розглянутої схеми видно, що вирізання різьбового профілю здійснюється за рахунок переміщення різальних кромок мітчика у напрямку, перпендикулярному до його осі. Зазначене переміщення стало можливим тому, що кромки мітчика на його зубах розташовані на твірній конуса різальної частини, нахиленої під кутом φ_p, а сам мітчик здійснює у процесі різання гвинтовий рух. Таким чином, врізання головних лез мітчика у різьбовий профіль здійснюється не механізмом верстата, як при нарізанні різьби різцем, а за допомогою конструкції різальної частини мітчика. Таке переміщення кромок називають **прихованою або конструктивною подачею $D_{sк}$.** За цією схемою різьбовий профіль створюється (генерується) частинами, кожною кромкою. Тому схема профілювання є **генераторною.**

Робоча частина мітчика (див. рис. 2.57 і 2.59) складається із двох частин: різальної (забірної) і калібрувальної. Різальна частина призначена для вирізання різьбового профілю. Калібрувальна частина калібрує різьбу, нарізану різальною частиною, а крім того центрує мітчик в отворі.

Найважливішими елементами різальної частини мітчика, що визначають умови його роботи, є довжина $l_р$ різальної частини і кут $\varphi_р$, названий кутом нахилу різальної частини (рис. 2.59). Довжину різальної частини, вимірювану числом кроків різьби *P*, вибирають залежно від типу мітчика і кількості мітчиків у комплекті. У машинних мітчиків, що нарізають різьби у наскрізних отворах, $l_р = (5…6)P$, а у глухих $l_р = (1{,}5…2)P$. У гайкових мітчиків $l_р = (10…12)P$. У ручних мітчиків, що працюють у комплекті з 2 штук, у першого мітчика – $l_р = 6P$, у другого – $l_р = 2P$. Знаючи довжину різальної частини, можна визначити кут її нахилу $\varphi_р$ за формулою:

$$\varphi_p = arctg(d_0 - d_T)/2l_p,$$

де $d_T = d_1 - (0{,}1...0{,}3)$, мм – діаметр різальної частини на торці мітчика.

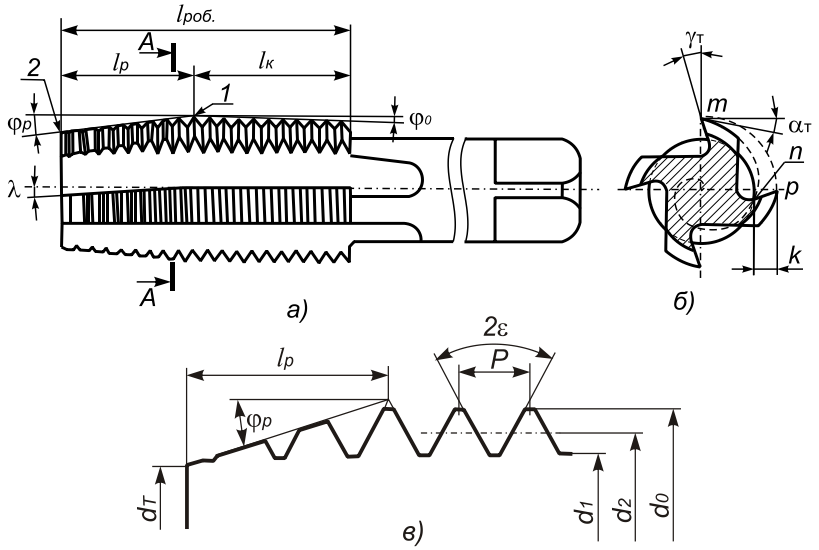


Рисунок 2.59. Геометричні параметри мітчика

Калібрувальна частина мітчика довжиною $l_к$ = (6…12)P має витки з повним по висоті різьбовим профілем. Для зменшення тертя між мітчиком і стінками різьбового отвору і зменшення розбивання різьби калібрувальну частину по трьох діаметрах (зовнішньому, внутрішньому і середньому) виконують конічною, у результаті чого утворюється кут зворотного конуса φ_0. Зменшення діаметрів різьби до кінця калібрувальної частини на 100 мм довжини становить: у мітчиків із нешліфованим профілем різі 0,08–0,12 мм і у мітчиків зі шліфованим профілем 0,05–0,1 мм.

Число зубів мітчика невелике, тому що при їх великій кількості важко забезпечити достатню міцність зуба мітчика і містку стружкову канавку, де повинна розміщатися стружка у процесі різання. Мітчики діаметром d_0 = 2…36 мм мають число зубів z = 3…4, а у мітчиків діаметром d_0 = 39…52 мм – z = 4…6

Передня поверхня 1 зуба мітчика (див. рис. 2.57) найчастіше виконується плоскою, що плавно сполучається із криволінійним дном канавки і спинкою зуба.

Лінії, що утворюють головну задню поверхню 2 зуба у торцевій площині представляють сімейство спіралей Архімеда. Перетин передньої 1, головної задньої 2 і різьбового профілю 5 утворює на кожному зубі мітчика різальні леза (зубчики), що мають на різальній частині неповний різьбовий профіль, а на калібрувальної – повний.

Головними різальними кромками, що зрізують стружку, є лінії 3 (див. рис. 2.57), нахилені до осі мітчика під кутом $\varphi_р$. Гвинтові поверхні різі, що прилягають до них, утворюють собою допоміжні задні поверхні *5* і допоміжні різальні кромки *6*. Кромки *4* на калібрувальній частині, стружки не зрізують, а тільки калібрують профіль різі.

Як і в усіх розглянутих осьових інструментів, інструментальні та статичні кути різальної частини мітчика співпадають між собою. Із технологічних міркувань виготовлення мітчика його передній і задній кути виміряються у торцевій площині, перпендикулярній до осі мітчика. Торцеві передні кути $\gamma_т$ мітчика на різальній і калібрувальній частинах приблизно однакові і їхня величина залежно від виду, твердості і міцнос-

ті матеріалу оброблюваної заготовки рекомендується у межах 5…25°.

Задній кут на різальній частині $\alpha_т$ утворюється у результаті того, що спіраль Архімеда *mn* (див. рис. 2.59) відхиляється від дуги кола *mp.* Це є кут між дотичними до кола і спіралі Архімеда. Зменшення поточного радіуса спіралі Архімеда при повороті його на кутовий крок між двома сусідніми зубами називають величиною затилування. Із криволінійного прямокутного трикутника *mpn*, у якому спіраль Архімеда *mn* є гіпотенузою, можна знайти зв'язок між величиною затилування *k* і заднім кутом $\alpha_т$:

$$k = \frac{\pi d_0}{z} tg\,\alpha_т \ . \qquad (2.37)$$

На кресленнях мітчиків задній кут не проставляють. Задавшись його величиною у межах 8…12°, розраховують величину затилування і округляють її до 0,5 мм у більшу сторону. Цю округлену величину затилування проставляють на кресленні, по ній провадять настроювання затилувального верстата.

Калібрувальну частину у мітчиків із нешліфованим профілем затилуванню не піддають, тому задній кут на ній дорівнює нулю. У мітчиків зі шліфованим профілем для зменшення тертя затилують і калібрувальну частину з величиною k=(0,004…0,006)$\cdot \pi d_0 / z$, мм, залишаючи незатилованою третину задньої поверхні біля різальної кромки. Останнє необхідно для того, щоб при переточуваннях мітчика його зовнішній діаметр зменшувався якнайменше.

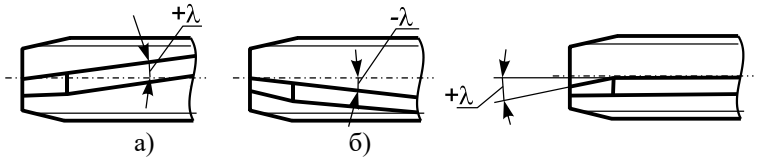


Рисунок 2.60. Вплив напрямку стружкової канавки мітчика на кут λ

Кут нахилу головної різальної кромки λ виміряється між цією кромкою і основною площиною. Його кількісне значення і знак визначаються співвідношенням кута підйому різі і кутом нахилу стружкової канавки. Якщо λ позитивний (гвинтова канавка з лівим нахилом (рис. 2.60, а) або підгострена різальна частина з λ = 5…6° (рис.2.60, в)), тоді зрізувана стружка відхиляється у напрямку осьового переміщення інструмента, випереджаючи його. Відвід стружки у цьому випадку не утруднює процес різання. Для негативного кута нахилу головної різальної кромки (гвинтова канавка із правим нахилом (див.рис.2.60, б) зрізувана стружка відхиляється у бік, протилежний осьовому переміщенню інструмента. Стружка у цьому випадку направляється у канавки або отвори між різальними гребінчастими профілями і її відвід досить утруднений. Тому можливе пакетування стружки у канавках мітчиків, що іноді приводить до поломки інструмента або ушкодження нарізаної на заготовці різьби.

Величину переміщення різальної кромки у напрямку, перпендикулярному до осі мітчика, називають подачею на зуб. Кут між головною різальною кромкою і напрямком руху конструктивної подачі є статичним головним кутом у плані мітчика φ і дорівнює φ = 90° – $\varphi_р$ (див.рис.2.58).

Подачу на зуб легко визначити, знаючи глибину профілю різьби H_1 і число головних різальних кромок мітчика на його різальній частині z_{max}. Із рис.2.58 видно, що $S_z = H_1 / z_{max}$. Число головних кромок мітчика дорівнює добутку числа *u* витків різьби, що укладаються на довжині різальної частини мітчика, і числа *z* його зубів, тобто $z_{max} = uz$. Число витків *u* можна знайти, розділивши довжину різальної частини на крок різьби. Тоді одержимо:

$$z_{max} = l_p z / P .$$

Підставляючи у вихідну формулу, будемо мати: $S_z = H_1 P / l_p z$,

але $\frac{H_1}{l_p} = tg\,\varphi_p$, тому $S_z = \frac{P}{z} tg\,\varphi_p$

Якщо не брати до уваги початок і кінець утворення різьбового профілю, головні різальні кромки мітчика зрізують шари матеріалу, площі перетину яких являють собою похилі трапеції. Товщина зрізуваного шару *a* визначається за відомою формулою $a = S_z \sin\varphi$. Підставивши значення S_z і φ, одержимо:

$$a = \frac{P}{z} \sin\varphi_p . \qquad (2.38)$$

Ширина зрізуваного шару *b*, рівна основі трапеції, у ході врізання головних лез мітчика у різьбовий профіль постійно зменшується, що приводить до зменшення миттєвої площі перетину зрізуваного шару.

Якщо у формулу (2.38) підставити максимально допустиму товщину зрізуваного шару a_{max}, то можна визначити відповідну їй максимальну величину кута нахилу різальної частини:

$$\varphi_{p\,max} = arcsin\left(\frac{a_{max}}{P} z\right).$$

Максимальні товщини зрізуваного шару, що допускаються стійкістю і міцністю лез мітчиків залежать від механічних властивостей оброблюваного металу. Вони тим менші, чим пластичніший метал. При обробленні сталі a_{max} = 0,03...0,05 мм, а при обробленні чавуну a_{max} = 0,04...0,07 мм. Зрізання припуску шарами a_{max} > 0,15 мм зазвичай веде до погіршення якості нарізаної різьби.

Загальне навантаження на мітчик визначає сумарна площа перетину шару, зрізуваного всіма головними лезами, що перебувають у роботі [2]. При глибині врізання леза у різьбовий профіль H_i (рис. 2.61) сумарна площа *F* перетину зрізуваного шару обмежена фігурою 1–2–3–4. Замінимо її приблизно рівною за площею трапецією з основами *q* і *P* и висотою H_i. Визначимо площу зазначеної трапеції:

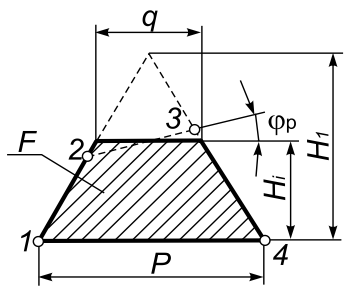


Рисунок 2.61. Сумарна площа перетину зрізуваного шару при нарізанні різьби мітчиком

$$F = \frac{q+P}{2} H_i .$$

Виразимо *q* через крок різьби *P* и глибину врізання H_i. З подібності трикутників:

$$q = \frac{P(H_1 - H_i)}{H_1} .$$

Підставивши *q* і виконавши перетворення, отримаємо:

$$F = \frac{PH_1}{2}\left[1 - \left(1 - \frac{H_i}{H_1}\right)^2\right].$$

Але площа трикутника $\frac{PH_1}{2}$ є максимальною сумарною площею F_{max} перетину зрізуваного шару, коли вся різальна частина мітчика ввійшла в отвір, тобто:

$$F = F_{max}\left[1-\left(1-H_i / H_1\right)^2\right].$$

Із рис. 2.58 маємо: $H_1 = l_p tg\varphi_p$ і $H_i = l_x tg\varphi_p$,

де l_x — довжина різальної частини, що ввійшла в отвір.

З урахуванням останнього одержимо:

$$F = F_{max}\left[1-\left(1-\frac{l_x}{l_p}\right)^2\right]. \qquad (2.39)$$

Як видно із формули (2.39), збільшення сумарної площі перетину зрізуваного шару у ході врізання різальної частини мітчика в отвір відповідає закону квадратної параболи. При $l_x = 0$, ... $F = 0$; при $l_x = l_p$ ... $F = F_{max} = \frac{PH_1}{2}$.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Яка з даних швидкостей V, V_e і V_s має найбільше значення?
2. У якій площині розташовані вектори швидкостей головного руху різання - V і руху подачі - V_s?
3. У якій системі координат необхідно враховувати кут швидкості різання η?
4. Яка координатна площина розташована перпендикулярно напряму швидкості головного (або результуючого) руху різання?
5. Перпендикулярно якій лінії проводиться головна січна площина?
6. Як визначити на різці, яка ріжуча кромка є головною, а яка – допоміжною?
7. Чому дорівнює сума всіх кутів різця, вимірюваних в основній площині?
8. Які кути різця не можуть набувати нульового значення: α, γ, φ, β, λ чи ε?
9. Напишіть умову співвідношення між кутами γ і α, при якому кут загострення β буде більше 90°?
10. Якщо стружка має сходити у напрямку задньої бабки токарного верстата, то який знак (позитивний чи негативний) має мати кут нахилу головної ріжучої кромки λ?
11. Чи може кут нахилу головної ріжучої кромки λ бути рівним нулю при косокутному різанні?
12. При визначенні швидкості різання для розточування, діаметр якої поверхні: обробленої, різання або оброблюваної приймають для розрахунку?
13. При зміні головного кута в плані φ, чи змінюватимуться товщина, ширина і площа перетину зрізуваного шару?
14. Який перетин зрізуваного шару більший за площею: номінальний чи дійсний?
15. Які функції виконують різальна і калібрувальна частини свердла?
16. Назвіть і вкажіть основні поверхні і різальні кромки свердла.
17. Назвіть основні ознаки циліндричного і торцевого, попутного і зустрічного фрезерування. Які види торцевого фрезерування бувають?
18. Чи рівномірне навантаження на зуб фрези у ході одного циклу різання?
19. Що є подачею при протягуванні?
20. Назвіть основні схеми протягування і вкажіть їх характеристики.
21. Чому для внутрішніх протяжок задній кут призначається малим?
22. Яке призначення стружкоподільних канавок у протяжок? Чи потрібні вони при обробленні чавунів?

23.Що є рухом різання і подачею при роботі мітчика?
24.Для чого різальна частина мітчика виконується конічною?
25.Зміною якого кута можна регулювати напрямок сходу стружки при різенарізанні?
26.Яким чином утворюється задній кут на різальній частині мітчика?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 2

1. Грановский Г.И. Кинематика резания / Г.И. Грановский. – М. : Машгиз, 1948. – 199 с.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
3. Петрухин С.С., Мазур Н.П. Применение метода ортогонального проектирования для определения профиля детали при обработке дисковым инструментом / С.С.Петрухин, Н.П. Мазур // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. – Тула : ТПИ, 1980. – С. 5–10.
4. Металлорежущие инструменты: учебник для вузов / Г.Н. Сахаров, О.Б. Арбузов, Ю.Л.Боровой и др. – М. : Машиностроение, 1989. – 328 с.
5. ГОСТ 25761–83. Виды обработки резанием. Термины, и определения общих понятий. – М. : Госстандарт СССР, 1983. – 41 с.
6. ГОСТ 23505 – 79. Абразивная обработка. Термины и определения. – М. : Госстандарт СССР, 1979. – 35 с.
7. ДСТУ 2233 – 93. Інструменти різальні. Терміни та визначення. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 20 с.
8. ГОСТ 21445–84 (СТ СЭВ 4403 – 83). Материалы и инструменты абразивные. Термины и определения. – М. : Госстандарт СССР, 1984. – 21 с.
9. ДСТУ 2249 – 93. Оброблення різанням. Терміни, визначення та позначення. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 35 с.
10. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн.наук : 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
11. Ларин Н.М. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов / Н.М. Ларин. – М. : Оборонгиз, 1953. – 146 с.
12. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
13. Конспект лекції з курсу “Теорія різання” на тему “Терміни та визначення основних понять” : навч.-метод. посібн. / В. О. Залога . – Суми : СумДУ, 2004. – 35 с.
14. Теория резания. Основные понятия, термины и определения. учебн.-метод. пособ. [для самостоятельной работы студентов специальностей: 7.090202 “Технология машиностроения”, 7.090203 “Металлорежущие станки и системы”] / Ю.Н. Внуков, Б.Н. Левченко. – Запорожье : ЗНТУ, 2004. – 21 с.
15. Oxley P. Development and application of a predictive machining theory // Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating, Atlanta, USA. – 1998. – Vol. 47/1. – P. – 11/KP–11/KP–19.
16. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.

РОЗДІЛ 3. ІНСТРУМЕНТАЛЬНІ МАТЕРІАЛИ

3.1. Вимоги, що висуваються до інструментальних матеріалів

Лезо інструмента піддається інтенсивному впливу значних силових навантажень і температур, а також хімічної взаємодії з оброблюваним матеріалом. З урахуванням необхідності опору контактних ділянок різального інструменту зношуванню, мікро- і макроруйнуванню до властивостей інструментальних матеріалів пред'являється ряд спеціальних вимог. Основні з них такі:

1. ***Висока твердість,*** щоб лезо могло проникнути в оброблювану заготовку. Як правило, твердість інструментального матеріалу має бути вище твердості оброблюваного у 1,4 – 1,7 рази.

2. ***Висока міцність.*** Якщо висока твердість не забезпечується необхідною міцністю, матеріал стає крихким і це приводить до викришування різальних кромок інструмента або його поломки. Крім того, інструментальний матеріал повинен мати достатній рівень ударної в'язкості та опиратися появі тріщин (тобто, мати високу тріщиностійкість).

3. ***Висока теплостійкість***, що означає здатність матеріалу зберігати високу твердість і міцність при температурах різання. Для швидкорізальних сталей – теплостійкість ще називають червоностійкістю (тобто збереження твердості при нагріванні до температур початку світіння сталі). Підвищення теплостійкості інструментального матеріалу дозволяє йому працювати з більшими швидкостями різання (табл. 3.1).

Таблиця 3.1. Зв'язок між теплостійкістю і допустимою швидкістю різання для різних інструментальних матеріалів

Матеріал	Критична температура теплостійкості, °С	Допустима швидкість при різанні сталі 45, (м/хв)
Вуглецева інструментальна сталь	200 – 250	10–15
Легована інструментальна сталь	350 – 510	15–30
Швидкорізальна сталь	600 – 650	40–60
Тверді сплави:		
Група ВК	900 – 930	120–200
Групи ТК і ТТК	1000 – 1030	150 – 250
Титанові (безвольфрамові)	800 – 830	100 – 300
З покриттям	1000 – 1100	200 – 300
Різальна кераміка	1200 – 1230	400 – 600

4. ***Висока зносостійкість*** при підвищеній температурі, тобто добра опірність зношуванню оброблюваним матеріалом.

5. ***Низька фізико-хімічна активність інструментального матеріалу по відношенню до оброблюваного***.

6. ***Висока технологічність –*** властивість, що забезпечує оптимальні умови виготовлення інструментів. Наприклад, для інструментальних сталей умовами є: хороша оброблюваність різанням і тиском; сприятливі особливості термічного оброблення (мала чутливість до перегріву і зневуглецювання, добрі загартовуваність і прогартовуваність, мінімальні деформування та утворення тріщин при загартуванні і т.п.); добра

шліфуємість після термічного оброблення.

7. Інструментальний матеріал має бути **економічним**, тобто вартість інструменту з нього виготовленого, що припадає на одиницю продукції, повинна бути мінімальною.

В промисловості для лезових інструментів використовуються 5 груп інструментальних матеріалів, показаних на рис. 3.1: інструментальні сталі (вуглецеві, леговані і швидкорізальні), металокерамічні тверді сплави, різальна (мінеральна) кераміка (мінералокерамічні тверді сплави) і надтверді матеріали (НТМ). Деколи в окрему групу виділяють матеріали для абразивних інструментів – абразивні матеріали, куди входять як деякі відмічені вище, так і спеціально створені для абразивного оброблення (див. розділ 13 Процеси абразивного оброблення).

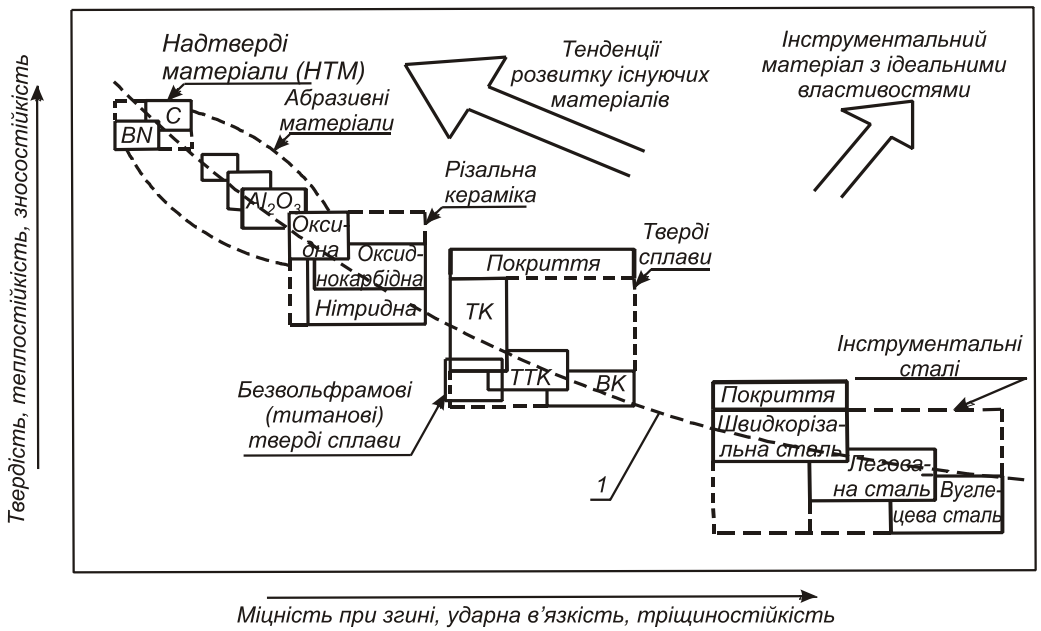


Рисунок 3.1. Схема відносного розміщення інструментальних матеріалів за їх властивостями: *1 – принципова взаємозалежність основних властивостей інструментальних матеріалів (твердість – міцність)*

Із рисунка 3.1 видно, що твердість і міцність інструментальних матеріалів – це властивості-антагоністи, тобто чим вище твердість матеріалу, тим нижче його міцність. Тому набір цих основних властивостей і визначає область та умови раціонального використання інструментального матеріалу для різального інструменту. Наприклад, інструмент із дуже твердих, але крихких НТМ на основі алмазу і кубічного нітриду бору або із різальної кераміки (РК), використовують для оброблення виробів на високих і надвисоких швидкостях різання, але при досить обмежених перетинах зрізуваного шару. При обробленні з малими і середніми швидкостями різання у комбінації із середніми і великими площами зрізу більші переваги мають інструменти зі швидкорізальної сталі.

Найпоширеніша із цих груп – швидкорізальна сталь, з якої виготовляється близько 60% інструментів, із металокерамічних твердих сплавів – близько 30%, а з інших груп матеріалів – близько 10% лезового інструмента.

Показані на рисунку 3.1 тенденції створення нових інструментальних матеріалів

пов'язані з ростом твердості, теплостійкості, зносостійкості при низьких характеристиках міцності, в'язкості і тріщиностійкості. Ці тенденції суперечать ідеї створення ідеального інструментального матеріалу. Очевидно, що вирішення цієї проблеми полягає у розробці композиційних інструментальних матеріалів, у яких високі значення ***твердості, теплостійкості, фізико-хімічної інертності*** поверхневих шарів поєднувалися б із достатніми значеннями ***міцності під час згинання, ударної в'язкості, границі витривалості.*** У світовій практиці зазначені методи вдосконалення інструментальних матеріалів знаходять все більше застосування, при виробництві змінних непереточуваних пластин (ЗНП) для кріплення на різальному інструменті.

3.2. Інструментальні сталі

Для різальних інструментів в основному застосовують швидкорізальні сталі, а також у невеликих кількостях заевтектоїдні вуглецеві сталі із вмістом вуглецю 0,7–1,3% і сумарним вмістом легуючих елементів (кремнію, ванадію, марганцю, хрому і вольфраму) від 1,0 до 3,0%.

3.2.1. Вуглецеві і леговані інструментальні сталі

Раніше інших матеріалів для виготовлення різальних інструментів почали застосовувати ***вуглецеві інструментальні сталі*** марок У7, У7А…У13, У13А. Крім заліза і вуглецю ці сталі містять 0,2 – 0,4% марганцю. Інструменти з вуглецевих сталей мають достатню твердість при кімнатній температурі, але теплостійкість їх невелика, тому що при порівняно невисоких температурах (200 – 250 ºС) їх твердість різко зменшується.

Леговані інструментальні сталі за своїм хімічним складом відрізняються від вуглецевих підвищеним вмістом кремнію, марганцю або наявністю одного чи декількох легуючих елементів: хрому, нікелю, вольфраму, ванадію, кобальту, молібдену. Для різальних інструментів використовуються низьколеговані сталі марок 9ХФ, 11ХФ, 13Х, В2Ф, ХВ4, ХВСГ, ХВГ, 9ХС та ін. Ці сталі мають більш високі технологічні властивості – кращу загартовуваність і прогартовуваність, меншу схильність до короблення, але теплостійкість їх не перевищує 350–400 ºС, і тому вони, як і вуглецеві інструментальні сталі, використовуються для виготовлення ручних, дереворізальних інструментів (напилків, пилок, ножівок) або машинних інструментів, призначених для оброблення з низькими швидкостями різання (дрібні свердла, мітчики, плашки, протяжки, розвертки).

Слід зазначити, що за останні 15–20 років істотних змін у властивостях цих сталей не відбулося, тому спостерігається стійка тенденція зниження їхньої частки у загальному обсязі використовуваних інструментальних матеріалів.

3.2.2. Швидкорізальні сталі

Швидкорізальні сталі є основним інструментальним матеріалом, незважаючи на те, що інструменти із твердого сплаву, кераміки і НТМ забезпечують більш високу продуктивність оброблення.

Широке використання швидкорізальних сталей для виготовлення складнопрофільних інструментів обумовлюється поєднанням високих значень твердості (до HRC 68) і теплостійкості (550–650 ºС) при високому рівні крихкої міцності і в'язкості, що значно перевищують відповідні значення для твердих сплавів. Ці сталі одержали найбільш широке поширення при виготовленні складнопрофільних різальних інструментів і у тих випадках, коли застосування твердосплавного інструмента обмежується його малою міцністю. Крім того, швидкорізальні сталі досить технологічні, тому що добре обробляються тиском і різанням у відпаленому стані.

У позначенні швидкорізальної сталі буква Р означає, що сталь швидкорізальна, а наступна за буквою цифра – вміст середньої масової частки вольфраму в %. Наступні букви і цифри характеризують процентний вміст інших легуючих елементів. Сучасні швидкорізальні сталі можна розділити на три групи: **нормальної, підвищеної і високої теплостійкості.**

До сталей ***нормальної теплостійкості*** належать вольфрамова сталь Р18 і її замінник із меншим вмістом дефіцитного вольфраму – сталь Р6М5 (табл. 3.2). Ці сталі мають твердість у загартованому стані HRC 63–64, границю міцності під час згинання 2900–3400 МПа, ударну в'язкість 2,7–4,8 Дж/м^2 і теплостійкість 600–620 °С.

Таблиця 3.2. Хімічний склад швидкорізальних сталей

Марка сталі	Масова частка, %						
	C	Cr	W	V	Co	Mo	N
Сталі нормальної теплостійкості							
Р18	0,73–0,83	3,80–4,40	17,00–18,50	1,00–1,40	н. б. 0,50	н. б. 1,00	–
Р6М5	0,82–0,90	3,80–4,40	5,50–6,50	1,70–2,10	н. б. 0,50	4,80–5,30	–
Сталі підвищеної теплостійкості							
11Р3АМ3Ф2	1,02–1,12	3,80–4,30	2,50–3,30	2,30–2,70	н. б. 0,50	2,50–3,00	0,05–0,10
Р6М5Ф3	0,95–1,05	3,80–4,30	5,70–6,70	2,30–2,70	н. б. 0,50	4,80–5,30	–
Р12Ф3	0,95–1,05	3,80–4,30	12,0–13,0	2,50–3,00	н. б. 0,50	н. б. 0,50	–
Р18К5Ф2	0,85–0,95	3,80–4,40	17,0–18,50	1,80–2,20	4,70–5,20	н. б. 1,00	–
Р9К5	0,90–1,0	3,80–4,40	9,00–10,00	2,30–2,70	5,00–6,00	н. б. 1,00	–
Р6М5К5	0,94–0,92	3,80–4,30	5,70–6,70	1,70–2,10	4,70–5,20	4,80–5,30	–
Р9М4К8	1,0–1,10	3,00–3,60	8,50–9,50	2,30–2,70	7,50–8,50	3,80–4,30	–
Р2АМ9К5	1,0–1,10	3,80–4,40	1,50–2,00	1,70–2,10	4,70–5,20	8,00–9,00	0,05–1,10
Сталі високої теплостійкості							
В11М7К23	0,10	–	11,00	0,50	23,00	7,00	–
В14М7К25	0,10	–	14,00	0,50	25,00	7,00	–
3В20К20Х4Ф	0,25	4,00	20,00	1,00	20,00	–	–

Виробництво сталі Р6М5 сягає 80% від об'єму випуску швидкорізальних сталей. Вона використовується при обробленні сталей, чавунів, кольорових металів і пластмас.

Сталі підвищеної теплостійкості, характеризуються підвищеним вмістом вуглецю, ванадію, молібдену і кобальту.

Серед ***ванадієвих сталей*** найбільше застосування одержала марка Р6М5Ф3. Однак, поряд з високою зносостійкістю, ванадієві сталі мають погану шліфуємість через присутність карбідів ванадію (VC), твердість яких не поступається твердості зерен електрокорундового (Al_2O_3) шліфувального круга.

Оброблюваність при шліфуванні – «шліфуємість» – це важлива технологічна властивість, що визначає не тільки умови виготовлення інструментів, але і їхню експлуатацію (загострювання). За шліфуємістю швидкорізальні сталі можна розділити на 4 групи:

Група 1 Вміст ванадію до 1,4% і відносна шліфуємість 0,9–1 (за одиницю прийнята «оброблюваність при шліфуванні» сталі Р18, що має найкращу шліфуємість).

Група 2 Вміст ванадію 1,7–2,2%, відносна шліфуємість 0,5–0,95. У цю групу, зокрема, входять сталі Р6М5, Р6М5К5, Р2АМ9К5 та ін.

Група 3 Вміст ванадію 2,3–3,3%, відносна шліфуємість 0,3–0,5 (11Р3АМ3Ф2, Р6М5Ф3, Р12Ф3, Р9М4К8 та ін.)

Група 4 Вміст ванадію більше 4%, відносна шліфуємість 0,2–0,3 (Р12Ф4К5 та ін.).

Швидкорізальні сталі, отримані методом порошкової металургії, незалежно від вмісту ванадію, відносяться до 1–ї групи, тобто мають добру шліфуємість.

Сталі із поганою шліфуємістю схильні до припалів (зміні структури поверхневих шарів стального інструмента після шліфування чи загострювання). Наслідком припалів може бути значне зменшення стійкості інструмента. Проте проблема «шліфуємості» ванадієвих швидкорізальних сталей успішно вирішується, якщо при загострювання чи доведенні використовуються абразивні круги із зернами з НТМ на основі надтвердого нітриду бора.

Ванадієві швидкорізальні сталі знаходять застосування для інструментів нескладних форм при чистових і напівчистових умовах різання для оброблення матеріалів, що мають підвищені абразивні властивості.

Серед ***кобальтових сталей*** найбільше застосування знайшли марки Р6М5К5, Р9М4К8, Р18К5Ф2, Р9К5, Р2АМ9К5 та ін. Введення кобальту до складу швидкорізальної сталі, найбільш суттєво підвищує її твердість (до HRC 66–68) і теплостійкість (до 640–650 ºС). Крім того, підвищується теплопровідність сталі, тому що кобальт є єдиним легуючим елементом, що приводить до такого ефекту. Це дає можливість використовувати дані сталі для оброблення важкооброблюваних жароміцних і нержавіючих сталей і сплавів, а також конструкційних сталей підвищеної міцності. Період стійкості інструментів з таких сталей у 3–5 разів вище, ніж зі сталей Р18, Р6М5.

Сталі високої теплостійкості, характеризуються зниженим вмістом вуглецю, але досить великою кількістю легуючих елементів: вольфраму, кобальту і молібдену. Основні марки В11М7К23, В14М7К25, 3В20К20Х4Ф мають твердість HRC 69–70 і теплостійкість 700–720 ºС. Найбільш раціональна галузь їхнього використання – оброблення важкооброблюваних матеріалів і титанових сплавів. У останньому випадку період стійкості інструментів в 60 раз вищий, чим із сталі Р18, і в 8-15 разів вище, чим інструментів із твердого сплаву. Значними недоліками цих сталей є їхня низька міцність під час згинання (не вище 2400 МПа) і низька оброблюваність різанням при ви-

готовленні інструмента через велику твердість у відпаленому стані (HRC 38–40).

У зв'язку з усе більш зростаючою дефіцитністю вольфраму і молібдену - основних легуючих елементів, що використовуються при виробництві швидкорізальних сталей, все більше застосування знаходять ***економно леговані сталі***. Серед них найбільше поширення одержала сталь 11Р3АМ3Ф2, тому що має досить високі показники твердості (HRC 63–64), міцності під час згинання (3400 МПа) і теплостійкості (до 620 °С). Сталь 11Р3АМ3Ф2 технологічна у металургійному виробництві, однак, через гіршу шліфуємість її застосування обмежене інструментами простої форми, що не потребують великих обсягів абразивного оброблення (пилки по металу, різці і т.п.).

Порошкові швидкорізальні сталі. Найбільш широкі можливості підвищення якості швидкорізальних сталей і створення нових різальних матеріалів з'явилися при використанні порошкової металургії.

Порошкова швидкорізальна сталь характеризується однорідною дрібнозернистою структурою, рівномірним розподілом карбідної фази, зниженою деформованістю у процесі термічного оброблення, доброю шліфуємістю, більш високими технологічними і механічними властивостями, чим відрізняється від сталей аналогічних марок, отриманих за традиційною технологією.

Технологічна схема одержання порошкових швидкорізальних сталей наступна: газове розпилення в порошок рідкого струменя швидкорізальної сталі, засипання порошку в циліндричний контейнер і дегазація, нагрівання і кування (або прокатка) контейнерів у прутки, остаточне обдирання різцем залишків контейнера з поверхні прутків. Основною перевагою порошкової технології є різке зниження розмірів карбідів, що утворюються при кристалізації ливарних сталей. Це пояснюється тим, що порошинка сталі розміром кілька мікрометрів, отримана газовим розпиленням, є мікровиливком, у якому карбіди не можуть бути крупнішими її самої.

Основні тенденції розробки нових марок порошкової швидкорізальної сталі передбачають введення до її складу до 7% ванадію і значного, у зв'язку із цим, підвищення зносостійкості без погіршення шліфуємості. Також введення вуглецю з «перенасиченням» до 1,7% дозволяє одержати значну кількість карбідів ванадію і високу вторинну твердість після загартування з відпуском.

У позначенні марки сталі, отриманої методом порошкової металургії, додають букви П або МП. В Україні випускають ряд марок таких сталей: Р7М2Ф6–МП, Р6М5Ф3–МП, Р9М2Ф6К5–МП, Р12МФ5–МП та ін. (ГОСТ 28369–89).

Технологія порошкової металургії також використовується для одержання **карбідосталі**, що за своїми властивостями може бути класифікована як проміжна між швидкорізальною сталлю і твердими сплавами.

Карбідосталь відрізняється від звичайної швидкорізальної сталі високим вмістом карбідної фази (в основному, карбідів титану), що досягається змішуванням порошку швидкорізальної сталі і дрібнодисперсних часток карбіду титану. Вміст TiC у карбідосталі складає до 20%. Пластичним деформуванням спресованого порошку одержують заготовки простої форми. У відпаленому стані твердість карбідосталі складає HRC 40–44, а після загартування і відпуску HRC 68–70.

При використанні для різальних інструментів карбідосталь забезпечує підвищення стійкості у 1,5…2 рази у порівнянні з аналогічними марками звичайної технології виробництва. У ряді випадків карбідосталь є повноцінним замінником твердих сплавів, особливо при виготовленні деформуючих інструментів (деформуючі протяжки).

3.3. Тверді сплави

Тверді сплави для оснащення різального інструменту одержують методами порошкової металургії у вигляді пластин або тіл різної форми. Основними компонентами таких сплавів є карбіди вольфраму (WC), титану (TiC), танталу (TaC) і ніобію (NbC); нітриди і карбонітриди титану (TiN, TiCN), дрібні тверді частки яких з'єднані за допомогою порівняно м'яких і менш тугоплавких зв'язок, до складу яких входять кобальт або нікель у сполуці з молібденом. Як шкідливий домішок – може знаходитись вільний вуглець.

Тверді сплави є основним сучасним інструментальним матеріалом, що забезпечує високопродуктивне оброблення матеріалів різанням. Зараз загальна кількість твердосплавного інструмента, застосовуваного у механообробному виробництві, складає до 30%, причому цими інструментами знімається до 65% стружки, тому що швидкість різання, застосовувана при обробленні твердосплавними інструментами у 2–5 разів вище, ніж у швидкорізальних інструментів.

Тверді сплави за складом можна розділити на чотири групи: ***вольфрамо-кобальтові*** (WC–Co)***, титано-вольфрамо-кобальтові*** (WC–TiC–Co)*,* ***титано-тантало-вольфрамо-кобальтові*** (WC–TiC–TaC–Co), ***титанові або безвольфрамові*** (на основі TiC, TiCN із різними зв'язками).

Тверді сплави як інструментальні матеріали мають ряд цінних властивостей, основними з яких є висока твердість (HRA 82–92), що зберігається до критичної температури теплостійкості 700–1100 °С, велике значення модуля пружності (500–700 ГПа) і границі міцності під час стиску (до 6000 МПа). Відносно невисока міцність під час згинання (1000–2500 МПа) та ударна в'язкість не є лімітуючими, тому що тверді сплави здатні досить ефективно сприймати навантаження, що виникають при різанні.

3.3.1. Вольфрамо-кобальтові сплави (ВК)

Вольфрамо-кобальтові сплави (група ВК) у структурі являють собою вільні зерна карбіду вольфраму (WC), що знаходяться у зв’язці – твердому розчині вольфраму і вуглецю у кобальті (Co). Сплави цієї групи розрізняються вмістом у них кобальту, розмірами зерен карбіду вольфраму і технологією виготовлення. Для оснащення різального інструменту застосовують сплави із вмістом кобальту 3–10%.

Традиційно у країнах бувшого СРСР застосовується система позначень марок всіх типів сплавів за процентним вмістом основних компонентів (табл. 3.3). В умовному позначенні однокарбідних сплавів цифра показує процентний вміст кобальтової зв'язки. Наприклад, позначення ВК6 показує, що твердий сплав має 6% кобальту, а інше (94%) – карбіди вольфраму.

При збільшенні у сплавах вмісту кобальту границя міцності, ударна в'язкість і пластичність зростають, у той час як твердість і модуль пружності зменшуються. Із ростом вмісту кобальту підвищуються теплопровідність сплавів та їхній коефіцієнт термічного розширення.

Із всіх існуючих твердих сплавів, сплави групи ВК при однаковому вмісті кобальту мають більш високі ударну в'язкість і границю міцності під час згинання, а також кращу тепло- і електропровідність. Однак стійкість цих сплавів до окислювання і корозії значно нижча, крім того, вони мають підвищену схильність до адгезійного схоплювання зі стружкою при обробленні різанням.

Таблиця 3.3. Склад і характеристики основних фізико-механічних властивостей сплавів, на основі WC–Co (група ВК) за ГОСТ 3882–74 (ISO 513–75)

Сплав	Склад сплаву, %			Характеристики фізико-механічних властивостей		
	WC	TaC	Co	Границя міцності під час згинання R_{bm}, МПа, не менше	Густина $\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м^3	HRA, не менше
ВК3	97	–	3	1176	15,0–15,3	89,5
ВК3–М	97	–	3	1186	15,0–15,3	91,0
ВК4	96	–	4	1519	14,9–15,2	89,5
ВК6	94	–	6	1519	14,6–15,0	88,5
ВК6–М	94	–	6	1421	14,8–15,1	90,0
ВК6–ОМ	92	2	6	1274	14,7–15,0	90,5
ВК8	92	–	8	1666	14,4–14,8	87,5
ВК10	90	–	10	1764	14,2–14,6	87,0
ВК10–М	90	–	10	1617	14,3–14,6	88,0
ВК10–ОМ	88	2	10	1470	14,3–14,6	88,5
ВК10–ХОМ	88	2 (CrC)	10	1500–1700	14,3–14,6	89,0

При однаковому вмісті кобальту фізико-механічні і різальні властивості сплавів значною мірою визначаються середнім розміром зерен карбіду вольфраму. Розроблені технологічні прийоми дозволяють одержувати тверді сплави, у яких середній розмір зерен карбідної складової може змінюватися від долей мікрометра до 10–15 мкм.

Сплави з розмірами карбідів від 3 до 5 мкм відносяться до крупнозернистих і позначаються буквою В (наприклад, ВК8–В), а з розмірами карбідів від 0,5 до 1,5 мкм буквою М (дрібнозернисті – ВК6–М). Коли ж 70% зерен мають розміри менші 1,0 мкм – ОМ (особливо дрібнозернисті – ВК6–ОМ). Сплави з меншим розміром карбідної фази більше зносостійкі і теплостійкі, а також дозволяють загострювати більш гостре різальне лезо (з радіусом округлення різальної кромки до 1,0–2,0 мкм).

Фізико-механічні властивості сплавів обумовлюють їхню різальну здатність у різних умовах експлуатації. Так, сплав ВК3 з мінімальним вмістом кобальту, як найбільш зносостійкий, але найменш міцний рекомендується для чистового оброблення з максимально допустимою швидкістю різання, але з малими подачею і глибиною різання, а сплави ВК8, ВК10–М і ВК10–ОМ – для чорнового оброблення із малою швидкістю різання і збільшеними глибиною та подачею в умовах ударних навантажень.

3.3.2. Титано-вольфрамо-кобальтові сплави (ТК)

Сплави групи ТК складаються із трьох основних фаз: твердого розчину карбіду вольфраму WC у карбіді титану TiC, вільного карбіду вольфраму (WC) і зв'язки на основі кобальту. Призначаються вони головним чином для інструментів, що обробляють різанням матеріали, які дають суцільну (зливну) стружку (переважно – сталей). У порівнянні зі сплавами групи ВК вони мають більшу стійкість до окислювання, твердість і жароміцність, але у той же час, менші теплопровідність, електропровідність, а також модуль пружності.

Здатність сплавів групи ТК більше опиратися зношуванню під впливом рухомої стружки пояснюється також і тим, що температура адгезійного схоплювання зі сталлю

у сплавів цього типу вище, ніж у сплавів групи ВК, що дозволяє застосовувати більш високі швидкості різання при обробленні сталі та істотно підвищувати стійкість інструмента (відмінності у фізиці зношування сплавів групи ТК і ВК розглянута у розділі 7).

Так само як у сплавів групи ВК, у сплавів групи ТК границя міцності під час згинання, стискання та ударна в'язкість збільшуються із ростом вмісту кобальту (табл.3.4).

Таблиця 3.4. Склад і основні фізико-механічні властивості сплавів на основі WC-TiC-Co (група ТК) за ГОСТ 3882–74 (ISO 513–75)

Сплав	Склад, %			Границя міцності під час згинання R_{bm}, МПа	Густина $\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м^3	HRA не менше
	WC	TiC–WC	Co			
Т30К4	66	30	4	980	9,5–9,8	92,0
Т15К6	79	15	6	1176	11,1–11,6	90,0
Т14К8	78	14	8	1274	11,2–11,6	89,5
Т5К10	85	6	9	1421	12,4–13,1	88,5
Т5К12	83	5	12	1666	13,1–13,5	87,0

Теплопровідність сплавів групи ТК істотно нижча, а коефіцієнт лінійного термічного розширення вищий, ніж у сплавів групи ВК. Відповідно міняються і різальні властивості сплавів: при збільшенні вмісту кобальту знижується зносостійкість сплавів при різанні, а при збільшенні вмісту карбіду титана знижується міцність. Тому такі сплави, як Т30К4 і Т15К6, застосовують для чистового і напівчистового оброблення сталі з високою швидкістю різання і малих навантаженнях на інструмент. У той же час сплави Т5К10 і Т5К12 із найбільшим вмістом кобальту призначені для роботи у важких умовах ударних навантажень зі зниженою швидкістю різання.

Шляхом вдосконалення існуючих технологій отримані високоміцні сплави, застосовувані для оброблення сталей зі значними ударними навантаженнями (наприклад Т4К8-КС для заміни стандартного сплаву Т5К10) [13].

3.3.3. Титано-тантало-вольфрамо-кобальтові сплави (ТТК)

Промислові танталомісткі тверді сплави групи WC–TiC–TaC–Co складаються із трьох основних фаз: твердого розчину карбідів танталу TaC, ніобію NbC і вольфраму WC у карбіді титану TiC, вільного карбіду вольфраму WC і зв'язки на основі кобальту.

Введення у сплави добавок карбіду танталу поліпшує їх фізико-механічні та експлуатаційні властивості, що виражається у збільшенні міцності під час згинання і твердості при кімнатній і підвищеній температурах. Карбід танталу у сплавах знижує повзучість, істотно підвищує межу втоми трифазних сплавів при циклічному навантаженні, а також термостійкість і стійкість до окислювання на повітрі.

Збільшення у сплаві вмісту карбіду танталу підвищує його стійкість при різанні, особливо завдяки меншій схильності до лункоутворення і руйнування під дією термоциклічних і втомних навантажень (табл. 3.5). Тому танталомісткі сплави рекомендуються головним чином для важких умов різання, коли на різальну кромку інструмента

діють значні силові і температурні навантаження, а також для переривчастого різання, особливо фрезерування.

Таблиця 3.5. Склад і основні фізико-механічні властивості сплавів на основі WC–TiC–TaC–Co (група ТТК) за ГОСТ 3882–74 (ISO 513–75)

Сплав	Склад, %				Границя міцності під час згинання R_{bm}, МПа, не менше	Густина $\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м^3	HRA, не менше
	WC	TiC	TaC	Co			
ТТ7К12	81	4	3	12	1666	13,0–13,8	87,0
ТТ10К8–Б	82	3	7	8	1617	13,5–13,8	89,0
ТТ20К9	67	9,4	14,1	9,5	1470	12,0–13,0	91,0
ТТ8К6	84	8	2	6	1323	12,8–13,3	90,5

Найбільш міцним сплавом, яким оснащуються інструменти для оброблення сталі в особливо несприятливих умовах (переривчасте обточування, стругання, чорнове фрезерування), є сплав ТТ7К12. Застосування його замість швидкорізальної сталі дозволяє підвищити швидкість різання у 1,5–2,0 рази.

Для операцій фрезерування застосовуються сплави ТТ20К9 (оброблення сталі) і ТТ8К6 (оброблення чавуну). Останній також використовується для чистового і напівчистового оброблення важкооброблюваних матеріалів.

3.3.4. Безвольфрамові (титанові) тверді сплави (БВТС)

У зв'язку з дефіцитністю вольфраму і кобальту промисловість багатьох країн розпочала виробництво безвольфрамових (титанових) твердих сплавів на основі карбідів (TiC) і карбонітридів титану (TiCN) з нікель-молібденовою зв'язкою (табл. 3.6). Позначення марок цих сплавів – умовне і ніякої інформації про їх хімічний склад не несе.

Таблиця 3.6. Склад і фізико-механічні властивості безвольфрамових твердих сплавів (ГОСТ 26530–85)

Сплав	Склад, у %				ρ, г/см^3	λ, Вт/м·К	$\alpha \cdot 10^6$, К$^{-1}$	Границя міцності під час згинання, R_{bm}, МПа, не менше	HRA, не менше
	TiC	TiCN	Ni	Mo					
КНТ16	–	74	19,5	6,5	5,5–6,0	12,6–21,0	8,5–9,0	1200	89
ТН20	79	–	15	6,0	5,5–6,0	8,4–14,7	8,5–9,0	1050	90

БВТС відрізняються високою твердістю, окалиностійкістю, мають низький коефіцієнт тертя по сталі і знижену схильність до адгезійної взаємодії з оброблюваним матеріалом, що зменшує зношування інструмента та дозволяє одержати меншу шорсткість обробленої поверхні. У той же час, титанові сплави мають більш низький модуль пружності, меншу теплопровідність та ударну в'язкість, тому вони гірше опираються ударним і тепловим навантаженням, а також відрізняються зниженою теплостійкістю

у порівнянні зі сплавом Т15К6.

Ефективним є використання БВТС у вигляді змінних непереточуваних пластин, оскільки при припаюванні і загострюванні БВТС через їх низьку теплопровідність і великий коефіцієнт лінійного розширення можливе виникнення внутрішніх напружень і, як наслідок – тріщин, що зменшують експлуатаційну стійкість.

Останнім часом з'явилися ще більш міцні марки БВТС: ТНМ25, ТНМ30, КНТ20, КНТ30. Їхня границя міцності під час згинання, відповідно, дорівнює R_{bm}=1280 МПа, 1370 МПа, 1550 МПа і 1700МПа.

3.3.5. Короткі рекомендації з вибору твердих сплавів

Тверді сплави на основі* WC–Co *рекомендують для оброблення сірих, модифікованих і відбілених чавунів, кольорових металів та їхніх сплавів, склопластиків та інших подібних матеріалів, що дають коротку сипучу стружку (надлому). Маючи високу міцність, сплави WC–Co краще опираються змінному (ударному) навантаженню.

Сплави типу ВК рекомендуються також для оброблення важкооброблюваних високоміцних і жароміцних матеріалів, особливо сплавів на основі нікелю і титану, які мають високу міцність і значний опір повзучості при високих температурах, а також низьку теплопровідність. При обробленні різанням таких матеріалів на поверхні контакту інструмент–заготовка виникають дуже високі температури і напруження, відбувається схоплювання і наступний відрив часток твердого сплаву. Кращу стійкість у цих умовах показують особливо дрібнозернисті вісококобальтові сплави.

Тверді сплави на основі* WC–TiC–Co *рекомендують у випадку оброблення сталі при високих швидкостях різання, коли утворюється зливна стружка. У цьому випадку зношування інструмента має природу дифузійного розчинення складових інструментального матеріалу в оброблюваному. Твердий розчин карбіду вольфраму у карбіді титану розчиняється у сталі при більш високій температурі і набагато повільніше, ніж вільний карбід вольфраму.

При дифузійному механізмі зношування його швидкість, обумовлена швидкістю розчинення карбідних зерен у сталі, більшою мірою залежить від хімічних властивостей сплаву, чим від його твердості, пов'язаної із зернистістю. У таких умовах значно більшу стійкістю мають безвольфрамові сплави, основою яких є карбід або карбонітрид титану. Вони взаємодіють зі сталлю менш інтенсивно, чим складний карбід WC-TIC.

Тверді сплави на основі* WC–TiC–TaC–Co *рекомендують при переривчастому різанні, наприклад, фрезеруванні, коли поверхні інструмента працюють в умовах знакозмінних термоциклічних напружень. Тому для оснащення фрезерного, стругального інструмента застосовують саме трьохкарбідні тверді сплави, найменш чутливі до термічної втоми і динамічних циклічних навантажень.

3.3.6. Міжнародна класифікація сучасних інструментальних матеріалів за стандартом ISO і визначення умов їх ефективного використання

Сучасні марки, що випускаються провідними вітчизняними і міжнародними фірмами, крім комерційної назви обов'язково класифікуються за областю їх застосування. Для цього зазвичай використовують рекомендації міжнародної організації стандар-

тів ISO, які передбачають їхнє використання для груп оброблюваних матеріалів з урахуванням типу утвореної стружки, типу оброблення (чистове, напівчистове, напівчорнове і чорнове), умов оброблення (добрі, нормальні і важкі), а також видів оброблення (обточування, фрезерування та ін.). За **ISO 513: 2004** інструментальні матеріали діляться на шість основних груп різання.

У групу **P** (позначаються синіми кольором) входять сплави для оброблення конструкційних вуглецевих, легованих та інструментальних сталей і сталевого литва, при обробленні яких одержують **суцільну (зливну) стружку**.

У групу **M** (жовтий колір) входять сплави для оброблення феритних, мартенситних, аустенітних нержавіючих, марганцевистих високолегованих сталей, легованих чавунів, при обробленні яких одержують **як стружку надлому (елементну), так і суцільну (зливну)**.

У групу **K** (червоний колір) входять сплави для оброблення ковких і сірих чавунів, при обробленні яких одержують **стружку надлому і елементну**.

У групу **N** (зелений колір) входять інструментальні матеріали для оброблення кольорових металів і сплавів, неметалів, пластмас.

У групу **S** (оранжевий колір) входять інструментальні матеріали для оброблення жароміцних сплавів на основі заліза, нікелю, кобальту і титану.

У групу **H** (сірий колір) входять інструментальні матеріали для оброблення твердих (загартованих) матеріалів і сплавів.

Кожна група застосування ділиться на підгрупи, причому зі збільшенням індексу підгрупи від 01 до 50, умови оброблення стають більше важкими, починаючи від чистового різання і закінчуючи чорновим з ударами. Чим більше індекс підгрупи застосування, тим нижчою є зносостійкість твердого сплаву і допустима швидкість різання; але вище міцність (ударна в'язкість), допустима подача і глибина різання (рис.3.2).

Швидкість різання, безперервність оброблення, жорсткість системи ВПІЗ, спосіб одержання заготовки (стан оброблюваної поверхні) дозволяють визначити умови оброблення і сформулювати вимоги до основних властивостей твердого сплаву. Умови оброблення можуть бути ***добрі, нормальні і важкі.***

• ***Добрі*** – Високі швидкості. Неперервне різання. Попередньо оброблені заготовки. Висока жорсткість технологічної системи ВПІЗ. Вимоги до твердого сплаву **– висока зносостійкість.**

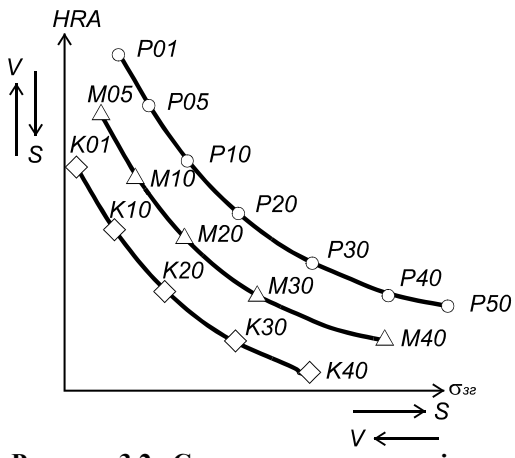


Рисунок 3.2. Схема взаємного розміщення підгруп твердих сплавів за стандартом ISO 513: 2004

• ***Нормальні*** – Помірні швидкості різання. Контурне обточування. Поковки і виливки. Досить жорстка система ВПІЗ. Вимоги до твердого сплаву **– добра міцність у поєднанні з досить високою зносостійкістю.**

• ***Важкі*** – Невисокі швидкості. Переривчасте різання. Товста кірка на литві або поковках. Нежорстка система ВПІЗ. Вимоги до твердого сплаву **– висока міцність.**

Крім підгруп застосування визначається **тип оброблення** *(чистове, напівчистове, напівчорнове і чорнове),* що дозволяє

орієнтуватися у величинах глибини різання і подачі (табл. 3.7).

Таблиця 3.7. Тип оброблення залежно від розмірів зрізуваного шару

Параметри режиму різання	Тип оброблення			
	Чистове	Напівчистове	Напівчорнове	Чорнове
Глибина *t*, мм	0,25–2,0	0,5–3,0	2,0–6,0	5,0–10,0
Подача *S*, мм/об	0,05–0,15	0,1–0,3	0,2–0,5	0,4–1,8

Область застосування твердих сплавів залежно від умов і типу оброблення можна представити зведеною таблицею 3.8.

Таблиця 3.8. Визначення області застосування твердих сплавів залежно від умов і типу оброблення

Умови оброблення	ISO	Тип оброблення			
		Чистове	Напівчистове	Напівчорнове	Чорнове
Добрі	P	P01–P10	P10–P25	P25–P30	P30–P35
	M	M10–M15	M15–M20	M20–M25	M25–M30
	K	K01–K05	K05–K10	K10–K15	K15–K20
Нормальні	P	P10–P25	P25–P30	P30–P40	P40–P50
	M	M15–M20	M20–M25	M25–M30	M30–M35
	K	K05–K10	K10–K15	K15–K20	K20–K25
Важкі	P	P30–P35	P35–P40	P40–P45	P45–P50
	M	M20–M25	M25–M30	M30–M35	M35–M40
	K	K10–K15	K15–K20	K20–K25	K25–K30

Загальна інформація зі застосування твердих сплавів відповідно до класифікації стандарту **ISO 513: 2004**, а також відповідність вітчизняних марок твердих сплавів цій класифікації представлені у таблиці 3.9.

Слід зазначити, що межі підгрупи застосування особливо сучасних сплавів визначаються орієнтовно і неоднозначно. Тому ряд марок твердих сплавів можуть добре працювати у двох-трьох підгрупах застосування (наприклад, Т15К6 – Р10, Р15, Р20) або навіть у різних групах застосування (наприклад, ВК8 – К30, К40, М30).

Використовуючи рекомендації табл. 3.7 і 3.9 можна швидко і ефективно підібрати марку твердого сплаву для різання будь-якого оброблюваного матеріалу у конкретних умовах.

Таблиця 3.9. Класифікація сучасних твердих сплавів за стандартом ISO 513: 2004

Групи різання		Підгрупи застосування			Марка твердого сплаву
Позначення	Колір і маркування	Позначення	Оброблюваний матеріал і тип стружки	Тип оброблення і умови застосування	
P	Синій	P01	Сталь, сталеве литво, що дають суцільну (зливну) стружку	Чистове обточування, розточування, розвертання, без вібрацій	Т30К4

Групи різання		Підгрупи застосування			Марка твердого сплаву
Позначення	Колір і маркування	Позначення	Оброблюваний матеріал і тип стружки	Тип оброблення і умови застосування	
		Р10	Сталь, сталеве литво, що дають суцільну (зливну) стружку	Обточування, обточування по копіру, нарізування різьб, фрезерування, розсвердлення, розточування	Т15К6, КНТ16, МС111**, ТН20
		Р20	Сталь, сталеве литво, ковкий чавун, кольорові метали, що дають суцільну (зливну) стружку	Обточування, обточування по копіру, фрезерування	Т14К8, КНТ16, МС121**, КНТ30
		Р30		Чорнове обточування, фрезерування і стругання	Т5К10, МС131**
		Р40	Сталь, сталеве литво із включеннями піску і раковинами	Для робіт в особливо несприятливих умовах*	ТТ7К12, МС1460**
М	Жовтий	М05 М10	Сталь, сталеве литво, високолеговані аустенітні, жароміцні важкооброблювані сталі і сплави, сірі, ковкий і легований чавуни	Обточування, розвертання	ВК6–ОМ, МС306**, ВК6–М, МС312**, ТТ8К6
		М20	Сталеве литво, аустенітні, марганцевисті, жароміцні, важкооброблювані сталі і сплави	Обточування, фрезерування	ТТ10К8–Б МС221**
		М30	Сплави, сірий і ковкий чавуни, що дають як зливну, так і стружку надлому	Обточування, фрезерування, стругання. Умови різання несприятливі*	ВК10–ОМ, ВК10–ХОМ, ВК8, МС321**
		М40	Низьковуглецева сталь із низькою міцністю, автоматна сталь і інші метали, що дають як зливну, так і стружку надлому	Обточування, фасонне обточування, відрізання, переважно на верстатах-автоматах	ТТ7К12, МС1460**
К	Червоний	К01	Сірий чавун високої твердості, алюмінієві сплави з більшим вмістом кремнію. Загартована сталь, абразивні пластмаси, кераміка, що дають стружку надлому	Чистове обточування, розточування, фрезерування і шабрування	ВК3, МС301**, ВК3–М
		К05	Леговані і вибілені чавуни, загартовані сталі, що не	Чистове і напівчистове обточування,	ВК6–ОМ, МС306**, ТТ8К6

Групи різання		Підгрупи застосування			Марка твердого сплаву
Позначення	Колір і маркування	Позначення	Оброблюваний матеріал і тип стружки	Тип оброблення і умови застосування	
			іржавіють високоміцні і жароміцні сталі і сплави, що дають стружку надлому	розточування, розвертання, нарізування різьблення	
		К10	Сірий і ковкий чавуни, переважно підвищеної твердості, загартована сталь, алюмінієві і мідні сплави, пластмаси, скло, кераміка, що дають стружку надлому	Обточування, розточування, фрезерування, свердління	ТТ8К6, ВК6–М, МС312**, ВК6–ОМ, МС306**
		К20	Сірий чавун, кольорові метали, сильно абразивна пресована деревина, пластмаси	Обточування, фрезерування, стругання, свердління	ВК6, МС313**
		К30	Сірий чавун низької твердості і міцності, сталь низької міцності, деревина, кольорові метали, пластмаса	Обточування, фрезерування, стругання, свердління. Робота у несприятливих умовах*	ВК8, МС321**, ВК10–ХОМ
		К40	Кольорові метали, деревина, пластмаси, що дають стружку надлому	Обточування, фрезерування, стругання	ВК8, МС321**, ВК10–М, ВК10

** Несприятливими умовами роботи варто вважати роботу зі змінною глибиною різання, із переривчастою подачею, з ударами, вібраціями, із наявністю ливарної кірки і абразивних включень в оброблюваному матеріалі.*

*** Аналогічні тверді сплави, що випускають об'єднанням підприємств Московського комбінату твердих сплавів (МКТС) по технології фірми «Sandvik Coromant».*

Основні тенденції вдосконалення твердих сплавів. Сучасна номенклатура твердих сплавів істотно змінилася, помітно підвищилася їх якість. Це пов'язано з використанням виробниками сучасного високопродуктивного обладнання, а також більш досконалих технологій. Серед них можна відзначити таке:

- розробка сплавів особливо дрібнозернистої (0,5–0,8 мкм і радіус заокруглення різальної кромки до 1 мкм) і ультра дрібнозернистої структури (0,10–0,15 мкм і радіус заокруглення різальної кромки до 0,1–0,5 мкм);
- створення сплавів зі зв'язками підвищеної міцності і теплостійкості;
- застосування принципово нових технологій виробництва сплавів на основі використання суб-дрібнозернистого вихідного зерна;
- сполучення процесів синтезу і гарячого пресування;
- введення додаткової операції доущільнення структури сплавів на спеціальних установках гарячого ізостатичного пресування у середовищі аргону (процес ГІП).
- цілеспрямоване термооброблення твердих сплавів (ІНМ НАН України). Наприклад, нагрівання сплаву ВК8 до 1000–1200 ºС и гартування у воді або маслі дають збільшення границі міцності під час згинання від 1780 МПа до 2000 МПа.

3.4. Різальна кераміка

Промисловість випускає чотири групи різальної кераміки: оксидну (біла кераміка) на основі Al_2O_3, оксидно-карбідну (чорна кераміка) на основі композиції Al_2O_3–TiC, оксидно-нітридну на основі Al_2O_3–TiN і нітридну кераміку на основі Si_3N_4.

Основною особливістю різальної кераміки є відсутність фази зв'язки, що значно знижує степінь її знеміцнення при високих температурах різання, підвищує пластичну міцність, що і визначає можливість застосування високих швидкостей різання, які набагато перевершують швидкості різання інструментами із твердого сплаву. Якщо граничний рівень швидкостей різання для твердосплавного інструмента при чистовому обточуванні сталей із малими критеріями затуплення становить 500–600 м/хв., то для інструмента, оснащеного різальною керамікою, він збільшується до 900–1000 м/хв.

Склади основних типів різальної кераміки, її основні фізико-механічні властивості та області застосування представлені у табл. 3.10.

Таблиця 3.10. Склад, властивості і області застосування різальної кераміки

Групи і марки кераміки		Склад	R_{bm}, ГПа	ρ, г/см^3	HRA, не менше	Область використання
Оксидна	ЦМ332	Al_2O_3 – 99% MgO – 1%	0,3–0,35	3,85–3,9	91	К01–К05
	ВО–13	Al_2O_3 – 99%	0,45–0,50	3,92–3,95	92	Р01–Р10, К01–К05
	ВШ–75	Al_2O_3	0,25–0,30	3,98	91–92	К01–К05
Оксидно-карбідна	В–3	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,60	4,20	94	Р01–Р10
	ВОК–63	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,65–0,70	4,2–4,6	94	Р01–Р05 К01–К05
	ВОК–71	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,70–0,75	4,5–4,6	94	Р01–Р05 К01–К05
	ВОК–200	Al_2O_3,TiC	0,7–0,75	4,25	94	Р01–Р05 К01–К05
Оксидно-нітридна	ОНТ–20 (кортиніт)	Al_2O_3 > 60% TiN – 30%	0,64	4,30	90–92	К01–К05
Нітридна	РК–30 (сілініт–Р)	Si_3N_4, Y_2O_3, TiC	0,70–0,80	3,2–3,4	94	К10–К20

Недолік оксидної кераміки – її відносно висока чутливість до різких температурних коливань (теплового удару). Зазначене є головною причиною мікро- або макроруйнувань різальної кромки і контактних площадок інструмента вже на перших хвилинах різання, що приводить до відмов інструмента. Тому охолодження при різанні керамікою не застосовують.

В останні роки з'явилися нові марки оксидної кераміки до складу яких введено окис цирконію (ZrO_2) і виконане її армування «ниткоподібними» кристалами карбіду і нітриду кремнію (SiC, Si_3N_4) (так звана «віскеризована кераміка»). Армована кераміка має високу твердість (HRA 92) і підвищену міцність під час згинання (R_{bm} до 1000 МПа). Перспективним напрямком є створення шаруватої кераміки. Прикладом такого композиту є ВОК-95С, ВОК-95М, робочий шар яких сформовано із кераміки ВОК-71, а підложка (основа) – з твердого сплаву.

Паралельно з удосконаленням керамічних матеріалів на основі оксиду алюмінію створені нові марки різальної кераміки на основі нітриду кремнію Si_3N_4 (силініт–Р). Цієї керамічний матеріал має високу міцність під час згинання (R_{bm} = 800 МПа), низький коефіцієнт термічного розширення, що вигідно відрізняє його від оксидних керамічних матеріалів. Це дозволяє з успіхом використовувати інструмент із нітридною керамікою при чорновому обточуванні, напівчистовому фрезеруванні чавуну, а також чистовому обточуванні високолегованих і термооброблених (до HRC 60) сталей і сплавів. Особливою сферою використання інструментів із нітридною керамікою на базі Si_3N_4 є оброблення жароміцних «суперсплавів» на основі Ni.

Різальну кераміку випускають у вигляді змінних непереточуваних пластин з негативними фасками по периметру з обох боків. Фаска необхідна для зміцнення різального леза. Її ширина 0,2–0,8 мм, передній кут від -10 до -30º.

Допустима величина зношування керамічних пластин трохи менша, ніж для твердосплавних. Так максимальне зношування по задній поверхні не повинно перевищувати 0,3–0,5 мм, а при чистових операціях 0,25–0,30 мм.

У сучасних умовах інструмент, оснащений керамікою, рекомендують для чистового оброблення сірих, ковких, високоміцних і відбілених чавунів, низько- і високолегованих сталей, у тому числі загартованих (до HRC 55–60), кольорових сплавів, конструкційних полімерних матеріалів для областей застосування К01–К05, Р01–Р05. У зазначених умовах, інструмент, оснащений пластинами з різальної кераміки, помітно перевершує за працездатністю твердосплавний інструмент.

Застосування керамічного інструмента при обробленні з підвищеними значеннями глибини різання і подачі, при переривчастому різанні різко знижує його ефективність внаслідок високої ймовірності раптової відмови через крихке руйнування різальної частини інструмента.

Як один із перших способів усунення основних недоліків керамічних інструментів стало створення метало-композитів, що містять тугоплавкі оксиди (Al_2O_3), карбіди (WC, TiC, ZrC, Cr_3C_2, Mo_2C), нітриди (TiN) матеріалів і металічну зв'язку (Ni, Mo, W, Cr). Ці матеріали одержали назву **кермети**. За даними різних фірм [6, 8] процентний вміст у керметах як твердої фази (оксидної, карбідної або нітридної), так і металічної варіюється у досить широких межах і тому кермети можуть вважатися і керамікою, і безвольфрамовими твердими сплавами. Марки, що пропонуються рядом західних фірм [8] за своїми властивостями займають проміжне місце між цими матеріалами.

3.5. Надтверді матеріали інструментального призначення

Надтвердими прийнято вважати матеріали, що мають мікротвердість, вище мікротвердості природного корунду (Al_2O_3), тобто твердість по Віккерсу більше 35 ГПа. Із природних надтвердих матеріалів використання у різальних інструментах має тільки алмаз. Штучними надтвердими матеріалами інструментального призначення є синтетичний алмаз і щільні модифікації нітриду бору (КНБ).

3.5.1. Особливості одержання інструментальних матеріалів на основі алмазу і кубічного нітриду бору

Інструментальна промисловість випускає синтетичні надтверді матеріали на основі алмазу і щільних модифікацій нітриду бору.

Природний алмаз – самий твердий матеріал на Землі, що здавна застосовується як різальний інструмент. Принципова відмінність монокристалічного природного алмазу від інструментальних матеріалів, що мають полікристалічну будову, з погляду інструментальника полягає у можливості одержання практично ідеально гострої і прямолінійної різальної кромки. Тому наприкінці XX століття з розвитком електроніки, прецизійного машинобудування і приладобудування застосування різців із природних алмазів для мікрообточування дзеркально чистих поверхонь оптичних деталей, дисків пам'яті, барабанів копіювальної техніки і т.п. зростає. Однак через дорожнечу і крихкість природні алмази не застосовуються у загальному машинобудуванні, де вимоги до якості оброблення деталей не настільки високі.

Потреба у надтвердих матеріалах привела до того, що у 1953–1957 роках у Швеції (фірма ASEA) і США («Дженерал електрик»), а у 1959 році і у СРСР (Інститут фізики високих тисків), методом каталітичного синтезу при високих статичних тисках з гексагональних фаз графіту (С) і нітриду бору (BN) були отримані дрібні частки кубічних фаз синтетичного алмазу і нітриду бора.

Теорія синтезу алмазу вперше була запропонована харківським фізиком О.И.Лейпунским (1939 р.), який на основі експериментальних даних про зворотний перехід алмазу у графіт сформулював умову переходу графіту в алмаз і розрахував криву рівноваги графіт–алмаз при високих тисках. Синтез алмазу із графіту при високих тисках (більше 4,0 ГПа) і температурах (понад 1400 °К) здійснюється у присутності металевих розчинників вуглецю (Ni, Fe, Co та ін.).

Кубічний нітрид бора (КНБ) – надтвердий матеріал, який не має природного аналога. Уперше кубічний нітрид бора був синтезований у 1956 році (фірмою «Дженерал Електрик») при високих тисках (понад 4,0 ГПа) і температурі (понад 1473 °К) із гексагонального нітриду бору у присутності лужних і лужноземельних металів (свинець, сурма, олово та ін.). Кубічний нітрид бору, що випускається фірмою «Дженерал Електрик», був названий «Боразон».

Синтетичні монокристали алмазу і КНБ мають відносно малі розміри, тому для використання в якості матеріалу для різальних інструментів їх спікають у полікристалічні композити.

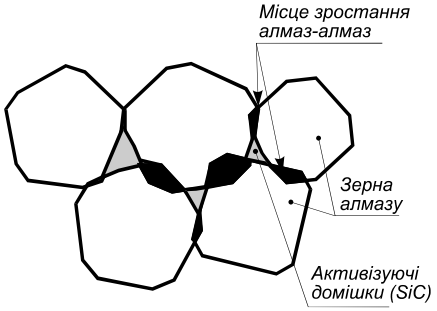


Рисунок 3.3. Структура алмазного композиційного полікристалічного матеріалу

Полікристалічні надтверді матеріали (ПНТМ) на основі алмазу і кубічного нітриду бору з'явилися на межі 60–70 років. Характерною рисою таких матеріалів є наявність твердого каркасу зі зрослих зерен алмазу або КНБ (рис. 3.3). Спікання порошків алмазу і КНБ, як правило, здійснюється в області термодинамічної стабільності алмазу і КНБ при тиску 5–9 ГПа і температурах 1500–2000 °К. Звичайне спікання полікристалічних композиційних матеріалів здійснюють у присутності активуючих цей процес добавок; для алмазних порошків – кобальт або кремній, а для порошків КНБ – алюміній.

Класифікація ПНТМ основана на способі їх одержання і особливостях структури. Основні способи одержання ПНТМ показані у табл. 3.11.

При переході графіту в алмаз у присутності розчинника одержують штучні алмази марок АСПК (карбонадо) і АСБ (баллас), структура яких ідентична структурі природних алмазів таких же назв. Спіканням порошків алмазу одержують марки АКТМ, СКМ, СВБН і карбоніт та ін. композити.

Таблиця 3.11. Способи одержання ПНТМ

Група	Спосіб одержання	Приклад
1	Перехід графіту в алмаз у присутності розчинника	АСПК (ІФВТ, Росія), АСБ (ІФВТ, Росія)
	Перехід графітоподібного нітриду бора у кубічний (КНБ) у присутності розчинника	Композит 01 (НПО «Ілліч», Росія), композит 02 (ІФТТиП, Білорусія)
2	Спікання порошків алмазу з активуючим добавками.	АКТМ (ІНМ Україна), СКМ, СВБН, карбоніт.
	Спікання в'юрцитного і сфалеритного нітридів бору	Композит 10 (ІНМ, Україна)
	Спіканням сфалеритного нітрида бору	Кіборит, борсініт (ІНМ, Україна), ніборит (ІФВТ, Росія)
3	Спікання двошарових пластин на твердосплавній підкладці з робочим шаром алмазу	АТП (ІНМ, Україна)
	Спікання двошарових пластин на твердосплавній підкладці з робочим шаром із КНБ	КТП (ІНМ, Україна), Композит 10Д (ІПМ, ПЗСАіАІ, Україна)

Спіканням полікристалів на твердосплавній підкладці одержують двошарові пластини, що складаються з робочого шару – надтвердого матеріалу товщиною 0,5 – 2 мм, скріпленого із твердосплавною пластиною. Спіканням твердосплавної пластини із алмазним робочим шаром одержують пластини типу АТП, а з робочим шаром із КНБ – КТП. Властивості композитів на основі алмазу наведені у табл. 3.12.

Таблиця 3.12. Фізико-механічні властивості матеріалів на основі ПКА

Марка матеріалу	Властивості ПКА								
	Твердість по Кнуппу, ГПа	Густина, г/см^3	Міцність, ГПа		Модуль Юнга, ГПа	Коефіцієнт тріщиностійкості K_{1C}, Па·м$^{1/2}$	Теплопровідність, Вт/(м·К)	Термостійкість на повітрі, К	Коефіцієнт лінійного розширення α, 1/К·10^{-4}
			під час стискання	під час згинання					
АСБ	50–90	3,50–3,90	0,4–0,6	0,78	800–850	–	290–300	873–993	0,9–1,2
АСПК	80–100	3,5–4,0	0,4–0,8	0,5–1	900	–	–	1073–1173	0,9–1,2
СКМ	60–70	–	0,6–0,8	–	850	–	150–250	973–1073	–
АТП	50	3,74–3,77	0,3–0,4	0,80–0,85		10–13	–	950–1000	–
АКТМ	52	3,46	0,5	–	970	8	260	1473	–
СВБН	70–100	3,3–3,45	8–10	–	–	–	–	1073–1223	–
Карбоніт	40–45	3,2–3,4	4,5–6,0	–	–	–	–	1473	–
Алмет	HRA 94–96	–	5,0–10,0	–	500–600	–	–	973	–
СВ	65–100	–	5–10	–	850	–	–	1573–1673	–

Розрізняють дві щільних модифікації кубічного нітриду бору – **сфалеритну і в'юрцитну**. При переході гексагонального (графітоподібного) нітриду бору у сфалеритний у присутності розчинника одержують Композит 01 (Ельбор–Р) і Композит 02 (Белбор), при переході в'юрцитного нітриду бору у сфалеритний – Композит 9, спіканням порошків в'юрцитного і сфалеритного нітриду бору – Композит 10 (Гексанит–Р), спіканням порошків сфалеритного нітриду бору – кіборит, ніборит, борсініт та інші композити. Основні властивості різних марок ПНТМ наведені у табл. 3.13.

Таблиця 3.13. Фізико-механічні властивості матеріалів на основі КНБ

Марка КНБ	Властивості ПКА									
	Твердість по Кнуппу, ГПа	Густина, г/см^3	Міцність, ГПа			Коефіцієнт тріщиностійкості K_{1C}, МПа·м$^{1/2}$	Модуль Юнга, ГПа	Теплопровідність, Вт/(м·К)	Термостійкість на повітрі, К	Розмір зерен, мкм
			під час стискання	під час розтягання	під час згинання					
Композит 01	32 – 38	3,31–3,45	2,25–3,15	0,43–0,49	0,70–0,98	3,7–4,2	680 – 720	60–80	1343–1473	5,2
Композит 02	38	3,42–3,50	4,00–6,50	–	0,68–0,70	10,8	720	85	1273–1423	0,2–5,0
Композит 10	30 – 38	3,34–3,50	2,00–4,00	0,26–0,39	1,20–1,50	7,1	650 – 780	30–60	1273–1373	0,1–0,3
Кіборит	30 – 32	3,20–3,34	2,60–3,20	0,32–0,37	0,55–0,65	13,5	850 – 910	100	1573	3–14
КТП	25 –33	–	–	–	–	14,5–16,1	–	80	–	–
Борсініт	39 –43	–	–	–	–	10,0–10,4	860	150	–	–

Керування процесом формування структури полікристалу відкриває можливості створювати залежно від областей застосування матеріали з необхідним сполученням твердості, теплопровідності, міцності та електропровідності. Полікристалічні надтверді матеріали за своїми фізико-механічними властивостями можуть бути близькими до монокристалів, а за деякими – перевершувати їх. Так, більшість алмазних полікристалів характеризуються ізотропією властивостей (однорідністю у різних напрямах), мають високу зносостійкість і перевершують монокристали за тріщиностійкістю.

За кордоном на основі технології спікання алмазних зерен випускають полікристалічні матеріали Syndite 025, Megadiamond, Sumidia, Compax та ін., а на основі спікання зерен КНБ Amborite, BZN, Sumiboron, Wurzin та ін. Розміри пластин з ПНТМ можуть перевищувати 10 мм у діаметрі, що відкриває можливість одержання інструмента з різальними кромками великої довжини.

3.5.2. Основні властивості та області застосування полікристалів синтетичного алмазу (ПКА)

У порівнянні з монокристалами алмазу ПКА через свою полікристалічну структуру значно краще опираються ударним навантаженням, мають більш високі значення міцності на розтяг і на поперечний зсув. При цьому ударна міцність полікристалів алмазу залежить від розмірів алмазних зерен і з їх збільшенням знижується.

Переваги інструментальних ПКА у порівнянні з монокристалічними алмазами пов'язані з довільною орієнтацією кристалітів у робочому шарі різальних пластин, що забезпечує високу однорідність за твердістю і стійкістю до стирання у всіх напрямках.

У багатьох випадках спостережувана на практиці більша зносостійкість різців із синтетичних алмазів, у порівнянні з різцями із природних алмазів, пояснюється різницею їхніх структур. У синтетичного алмазу, що представляє собою полікристал, тріщини, що виникають, гальмуються і зупиняються границями кристалітів. Саме цей фактор і визначає їх більше високу (в середньому у 1,5–2,5 рази) зносостійкість.

Полікристали алмазу відрізняються від монокристалів більше високою термостійкістю. Такі матеріали як АКТМ і СВ не втрачають своїх різальних властивостей і міцності під час нагрівання до 1473 °К і вище, що дозволяє застосовувати їх в інструментах із напаяною різальною частиною.

Коефіцієнт тертя ПКА з металом трохи вищий, ніж у природних алмазів. Це пояснюється наявністю пор на поверхні полікристала, викликаних випаданням часток кристалів, а також присутністю часток металевої фази (після синтезу) або зв'язки. Однак величина середнього коефіцієнта тертя на передній поверхні ПКА з багатьма металами не перевищує 0,2, що свідчить про превалювання у контакті зовнішнього тертя.

Алмаз має хімічну спорідненість із залізовмісними матеріалами. Тому при різанні сплавів на основі заліза, на контактних поверхнях алмазного інструмента відбувається інтенсивна хімічна взаємодія. Вуглець, з якого складається алмаз, активно реагує із цими матеріалами при нагріванні. Це приводить до інтенсивного зношування алмазного інструмента і обмежує область його застосування.

Найбільш ефективне застосування алмазного інструмента має місце на чистових і фінішних операціях при обробленні деталей з кольорових металів та їх сплавів, а також – із деревини та каменю. Інструмент може бути використаний при обточуванні переривчастих поверхонь і при фрезеруванні, однак його стійкість буде нижчою, ніж при обробленні без удару.

Успішно застосовуються різальні пластини із ПКА при обробленні полімерних композиційних матеріалів. Використання різальних пластин з механічним кріпленням дозволяє підвищити стійкість у 15–20 разів у порівнянні з інструментом із твердого сплаву.

Ще однією з перспективних областей застосування ПКА є оброблення різанням матеріалів, що важко піддаються різанню і таких матеріалів, що провокують швидке зношування інструмента, як то: дерев'яностружкові плити, плити середньої щільності з високим вмістом клею, із покриттями на основі меламінової смоли, декоративні паперово-шаруваті пластики, а також інші матеріали, що чинять абразивну дію. Оброблення таких матеріалів звичайним інструментом неекономічне. У цьому випадку інструменти з ПКА мають стійкість у 200–300 разів вище стійкості твердосплавних інструментів.

Геометричні параметри алмазного інструмента багато у чому визначаються вла-

стивостями кристалів алмазу. Вони мають високу крихкість, тому різальні кромки інструментів повинні мати підвищену міцність. Із метою зміцнення різальної кромки кут загострення β алмазного інструмента має призначатися максимально допустимим.

У зв'язку з підвищеною чутливістю інструментів із ПНТМ до вібрацій і ударних навантажень до верстатів, використовуваних для оброблення різальних елементів із НТМ, пред'являються підвищені вимоги відносно точності і вібростійкості.

3.5.3. Основні властивості та області застосування ПНТМ на основі щільних модифікацій нітриду бору

ПНТМ на основі щільних модифікацій нітриду бору, незначно поступаючись алмазу за твердістю, відрізняються високою термостійкістю (до 1573 °К), стійкістю до циклічного впливу високих температур і, що особливо важливо, відносно слабкою хімічною взаємодією із залізом, яке є основним компонентом більшості сучасних оброблюваних конструкційних матеріалів.

Головним резервом підвищення продуктивності оброблення для інструмента на основі BN є підвищення швидкості різання, що може перевищувати швидкість різання твердосплавним інструментом у 5 і більше разів. Найбільша ефективність застосування інструментів на основі BN має місце при обробленні чавунів, сталей і сплавів високої твердості.

Однією з можливостей підвищення ефективності інструмента із ПНТМ на основі BN є використання мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ (МОТС). Для інструментів з BN найбільше ефективно використовувати рідкі середовища шляхом їхнього розпилення при швидкостях різання до 1,5–1,7 м/с.

Ще однією з ефективних областей використання інструментів оснащених полікристалами BN, є оброблення напилених і наплавлених матеріалів високої твердості (до HRC 60–62), якими зміцнюють деталі металургійного обладнання, транспорту та ін.

У найближчі роки світовий ринок інструмента зі НТМ очікує різкий підйом. Це, пояснюється, насамперед тим, що у різних областях техніки все більше застосування знаходять важкооброблювані матеріали і принципово нові схеми оброблення.

Ефективність інструмента зі НТМ найбільше повно проявляється в умовах автоматизованого виробництва, гнучкої зміни технологій механічного оброблення. При застосуванні ПНТМ з оптимальними режимами різання на верстатах з ЧПК, продуктивність оброблення підвищується у 1,5–3 рази у порівнянні з твердосплавним інструментом, поліпшується якість оброблених поверхонь, виключається необхідність наступного абразивного оброблення.

3.6. Інструментальні матеріали зі зносостійкими покриттями

У світовій практиці металооброблення все більше застосування знаходять інструменти з покриттями різальної частини. Тонкі «плівкові» покриття товщиною від 2 до 10 мкм наносять на поверхню загостреного і доведеного інструмента зі швидкорізальної сталі, твердого сплаву і різальної кераміки, з метою зміни умов його роботи при різанні і поліпшення експлуатаційних характеристик. Зниження сил і температур різання на 20–40%, дозволяє підвищити стійкість різального інструменту у 2 і більше

разів, або збільшити швидкість різання від 20 до 60% і значно поліпшити шорсткість обробленої поверхні.

До зносостійкого покриття для різального інструменту пред'являється ряд вимог:

1) висока мікротвердість, що у 1,5–2 рази перевищує твердість інструментального матеріалу;
2) значний опір до поверхневого втомного руйнування;
3) низька схильність до адгезії (хімічної взаємодії) з оброблюваним матеріалом;
4) збереження основних властивостей при високих температурах, стійкість проти корозії і окислювання;
5) мінімальна здатність до дифузійного розчинення в оброблюваному матеріалі;
6) висока міцність зчеплення з інструментальним матеріалом.

Деякі з цих вимог носять суперечливий характер, наприклад низька адгезія до оброблюваного матеріалу і висока міцність зчеплення з інструментальним матеріалом.

При різанні сплавів на основі заліза інструментом зі швидкорізальної сталі, в основі якої також міститься залізо доцільніше всього наносити **багатошарові** або **композиційні** покриття (рис. 3.4). У **багатошарових** покриттів нижній шар, що прилягає до інструментального матеріалу, забезпечує міцне зчеплення з ним, а верхній – мінімальне схоплювання з оброблюваним матеріалом. Проміжні шари можуть виконувати роль сполучних шарів, шарів - теплових бар'єрів або шарів, що перешкоджають просуванню тріщин при руйнуванні покриттів. Різновидом багатошарових покриттів є **градієнтні** покриття. Наприклад, для швидкорізального інструмента склад покриття може поступово переходити від нітриду цирконію (ZrN), що забезпечує найкраще зчеплення з інструментальною підкладкою, до нітриду ніобію (NbN), що дає аномально низьке схоплювання із залізовмісними оброблюваними матеріалами.

У якості матеріалів для покриттів використовують карбіди, нітриди, карбонітриди, боріди і силіциди тугоплавких металів IV – VI груп періодичної системи елементів (IV – титан, цирконій, гафній; V – ванадій, ніобій, тантал; VI – хром, молібден, вольфрам). Застосовуються також складні нітриди титану і алюмінію (Ti,Al)N; нітриди потрійних систем (Ti,Al,Zr)N, (Ti,Si,Cr)N, (Ti,Si,Al)N (Ti,Zr,Si,)N; оксид алюмінію Al_2O_3; вуглецеві (алмазоподібні) покриття та інші сполуки.

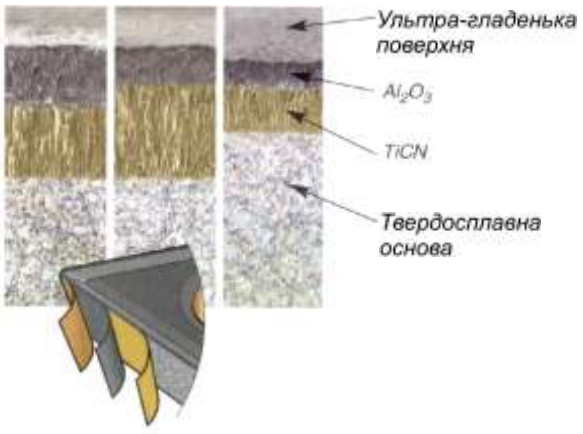


Рисунок 3.4. Структура багатошарового покриття твердосплавної пластинки

Найбільше поширення для нанесення зносостійких покриттів на різальний інструмент одержали методи хімічного осадження із газової фази (ХОП) або методи CVD (Chemical Vapour Deposition), термодифузійне насичення поверхні (ТДН) і фізичне осадження з газової фази (ФОП) або PVD (Physical Vapour Deposition).

Методи хімічного осадження покриттів (CVD). В основі методів CVD лежать реакції у парогазовому середовищі, що оточує інструмент, у результаті яких утворюються покриття. Вихідними продуктами служать газоподібні галогеніди, при взаємодії

яких з іншими складовими сумішей (воднем, аміаком, окисом вуглецю і т.д.) утвориться покриття. Через те що реакція осадження покриттів відбувається при високих температурах (Т ≈ 1000 °С), то цим методом покриття може наноситися тільки на інструменти із твердого сплаву та різальної кераміки.

Найбільше поширення, як матеріал покриттів на твердих сплавах, одержали карбіди, нітриди, карбонітриди титану і оксид алюмінію.

Практична реалізація методу (CVD) знайшла широке застосування у технології ГТ (газофазового титанування), де на змінні непереточувані пластини із твердого сплаву наносяться зносостійкі покриття TiC, TiCN, TiC–TiCN–TiN та ін. (табл. 3.14).

Таблиця 3.14. Марки і області застосування твердосплавних пластин із традиційними покриттями

Твердий сплав	Покриття	Область застосування
Т5К10	TiC–TiCN–TiN	Р20–Р30
ТТ7К12	TiC–TiCN–TiN	Р15–Р40
ВК6	TiC–TiCN–TiN	К10–К30
Группа ТТК	TiC–Al_2O_3	Р01–Р25, М05–М20, К01–К30

Методи термодифузійного насичення (ТДН). При виробництві твердосплавних пластин з покриттям використовують також методи термодифузійного насичення, до яких відноситься метод ДТ (дифузійного титанування).

Метод ДТ заснований на термообробленні твердосплавних пластин у спеціальному порошковому засипанні з матеріалів, що містять титан, при температурах, достатніх для реалізації дифузійних реакцій у середовищі водню. Продуктивність процесу ДТ дуже висока і становить до 500 пластинок у годину. Швидкість росту покриття до 10–15 мкм/ч. На сьогодні промисловістю випускаються пластини ВК6–TiC ДТ, що рекомендують для оброблення чавуну в області застосування К10–К20.

Методи фізичного осадження покриттів (PVD). Методи PVD засновані на фізичному випаровуванні або розпиленні речовини у вакуумний простір камери з наступною подачею реакційного газу (N_2, O_2, CN_4 та ін.). У результаті плазмохімічної реакції іонізованого потоку металевої плазми і реакційного газу на поверхні інструмента конденсується покриття.

Серед методів PVD найбільше поширення одержали: конденсація речовини із плазмової фази у вакуумі з іонним бомбардуванням (метод КІБ), магнетронне розпилення (метод МІР) та іонне плакування.

Широкі можливості варіювання температурою від 20–1000 ºС у зонах нанесення покриттів дозволяє використовувати методи PVD у якості універсальних для нанесення покриттів на різальний інструмент зі швидкорізальної сталі і твердого сплаву. Методи PVD універсальні також і з погляду можливості нанесення широкої гами багатошарових і композиційних покриттів.

Застосування методів PVD для одержання покриттів на різальному інструменті у ряді випадків істотно розширює його технологічні можливості за рахунок ефективного керування процесами нанесення покриттів та їхніх властивостей.

Досвід експлуатації інструментів з покриттям дозволяє визначати умови, при яких досягаються найбільше підвищення їхньої працездатності. Інструменти зі швидкорізальної сталі з покриттями показують значне підвищення стійкості при різних видах оброблення вуглецевих, конструкційних і низьколегованих сталей, а також сірих

чавунів низької і середньої твердості. **При обробленні титанових і жароміцних сплавів на основі нікелю, високолегованих і високоміцних сплавів ефект від застосування інструментів із покриттям істотно нижчий, а у ряді випадків негативний.**

При рівній стійкості зносостійкі покриття дозволяють на 20–30% збільшити швидкість різання. Найбільший ефект застосування інструментів досягається при різанні з малими $a < 0{,}05$ мм і середніми $a = 0{,}1–0{,}25$ мм товщинами зрізуваного шару. У першому випадку це відбувається за рахунок підвищення зносостійкості задньої поверхні інструмента, а у другому – за рахунок гальмування росту лунки зношування на передній поверхні. При товщинах зрізуваного шару $a = 0{,}05–0{,}10$ мм, а також $a > 0{,}3$ мм покриття інтенсивно руйнується, у першому випадку через високі навантаження на покриття з боку задньої поверхні, а у другому – з боку передньої поверхні. Ці рекомендації необхідно враховувати при призначенні режимів різання.

Твердосплавні пластини з покриттями з TiC, TiN, (Ti,Al)N ефективні для більшості найпоширеніших видів оброблення різанням конструкційних сталей і сірих чавунів, особливо для обточування, а також чистового і напівчистового фрезерування з помірними подачами. При цьому область застосування твердих сплавів з покриттям (відповідно до стандарту ISO 513: 2004) набагато ширше, ніж в аналогічних – без покриття (рис.3.5).

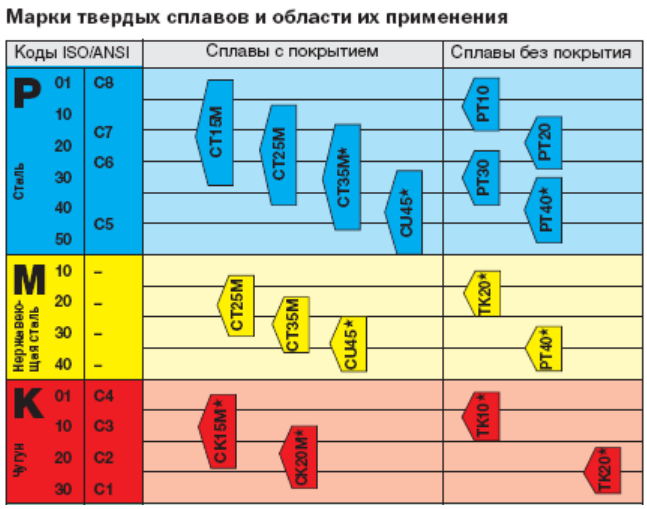


Рисунок 3.5. Відмінність у областях застосування сплавів із покриттями і без них (на прикладі МКТС)

При тяжких умовах різання, коли спостерігаються викришування і сколювання на сплавах без покриттів, ефективність інструментів зі зносостійкими покриттями знижується.

Результати випробування пластин із різними покриттями при обробленні важкооброблюваних матеріалів різних груп оброблюваності показують, що **чим важче обробляється матеріал різанням (чим більше підгрупа оброблюваності), тим менше проявляється ефект покриття.**

Необхідно відзначити, що незважаючи на більш високу вартість інструментів з покриттям, витрати споживача на оброблення одиниці продукції у порівнянні з аналогічними витратами при застосуванні непокритих інструментів нижче завдяки підвищенню або стійкості інструмента, або швидкості різання і продуктивності оброблення.

У промислово розвинених країнах випуск твердосплавних різальних пластин зі зносостійкими покриттями становить 60–90% від їх загального випуску, а виробництво інструментів із швидкорізальної сталі з покриттям складає близько 70% всіх типів інструментів.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Які основні вимоги пред'являються до інструментальних матеріалів?
2. Перелічити основні групи інструментальних матеріалів.
3. Яка температура теплостійкості різних груп інструментальних матеріалів?
4. Які фізико-механічні властивості, хімічний склад і області застосування вуглецевих і легованих інструментальних сталей?
5. Назвіть хімічний склад, фізико-механічні властивості та області застосування швидкорізальних сталей.
6. На які групи за хімічним складом діляться тверді сплави?
7. Назвіть області раціонального використання кожної групи твердих сплавів.
8. На які групи за хімічним складом діляться мінералокерамічні сплави?
9. Назвіть переваги і недоліки кожної групи різальної кераміки і області її раціонального застосування.
10. За якими характеристиками відрізняються природний алмаз і штучні надтверді матеріали на основі алмазу?
11. За якими властивостями кубічний нітрид бору перевищує алмаз?
12. Які інструментальні матеріали рекомендують вибирати при обробленні сталей? Чавунів? Кольорових металів? При чорновому обробленні? При чистовому обробленні?
13. Які інструментальні матеріали можуть використовуватися при обробленні високоміцних матеріалів у загартованому стані?
14. Назвіть області застосування крупнозернистих і дрібнозернистих твердих сплавів.
15. Як змінюються зносостійкість і міцність твердого сплаву залежно від збільшення індексу підгрупи застосування за ISO 513: 2004?
16. Які вимоги пред'являються до властивостей зносостійких покриттів для різального інструменту?
17. Якими методами наносять зносостійкі покриття на різальний інструмент?
18. Назвіть області ефективного і малоефективного застосування покриттів на різальних інструментах.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 3

1. Новые инструментальные материалы и области их применения : учебн. пособие / В.В. Коломиец. – К. : УМК ВО, 1990. – 64 с.
2. ГОСТ 19265–73 Прутки и полосы из быстрорежущей стали. Технические условия. – М. : Госстандарт СССР, 1973. – 51 с.
3. Васин С.А. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. – 448 с.
4. Верещака А.С.Анализ основных аспектов проблемы применения многослойно-композиционных нано-структурированных функциональных покрытий для режущего инструмента / А.С. Верещака, Б. Карпушевский, Л.Г. Дюбнер // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / Під ред. А.І.Грабченко. – Харків : ХТУ «ХПІ», 2008. – вип. 2. – С.87-100.
5. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент : справочник / В.С. Самой-

лов, Э.Ф.Эйхманс, В.А.Фальковский и др. – М. : Машиностроение, 1988. – 368 с.
6. Маргулес А.У. Резание металлов керметами / А.У. Маргулес. – М. : Машиностроение, 1980. – 160 с.
7. Инструменты из сверхтвердых материалов / [Н.В. Новиков и др.] под общ. ред. Н.В.Новикова. - М. : Машиностроение, 2005. – 555 с.
8. Sandvik–МКТС, Твердосплавные пластины : каталог / М. – 2008. – 44 с.
9. Ляпунов А.И. Использование порошковых быстрорежущих сталей в инструментальном производстве: обзор / А.И. Ляпунов и др. – М. : НИИМаш, 1983. – 39 с.
10. Табаков В.П. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана / В.П. Табаков. - Ульяновск : УлГТУ, 1998. – 123 с.
11. Внуков Ю.Н. Нанесение покрытий на быстрорежущий инструмент / Ю.Н. Внуков и др. – К. : Техніка, 1992. – 196 с.
12 Металлы и сплавы зарубежных стран и их аналоги отечественных стандартов: справочник / Н.П. Мазур, Б.С. Волынский. – Хмельницкий : ТУП, 2001. – 43 с.
13. Мироненко Е.В. Возможность использования новых марок инструментальных материалов при снятии больших сечений среза / Е.В.Мироненко, Т.В.Казакова, Е.В. Марчук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДГМА, 2004. – №15. – С. 59-63.

РОЗДІЛ 4. ОСНОВИ ФІЗИКИ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

4.1. Деякі відомості про пластичну деформацію металів

Основною ознакою пластичної деформації матеріалу є незворотна зміна форми тіла під дією зовнішніх сил без порушення суцільності деформованого тіла.

Відомо, що всі метали і сплави складаються з безлічі окремих зерен кристалів (кристалітів), міцно з'єднаних між собою (рис. 4.1). При механічній дії на метал у його зернах виникають напруження, під впливом яких зерна деформуються, тобто витягуються в одному напрямку і звужуються в іншому. Деформація металевих зерен протікає шляхом зсувів, що відбуваються по площинах ковзання, розташованих паралельно визначеній кристалографічній площині.

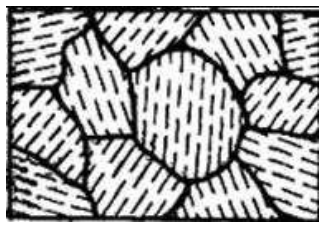


Рисунок 4.1. Схема зернистої будови металу

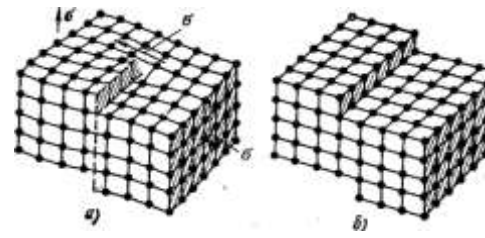


Рисунок 4.2. Зсув у результаті переміщення гвинтової дислокації у кристалі: *а, б — стадії зсуву* (σ – *нормальні напруження*)

Кожна смуга ковзання – це локальна область матеріалу із підвищеною щільністю визначеним чином орієнтованих і взаємопов'язаних дислокацій (рис.4.2). Рух смуги ковзання забезпечує пластичну деформацію, інтенсивність якої в об'ємі матеріалу зростає зі збільшенням кількості таких смуг. У смугах ковзання у процесі свого руху дислокації зустрічають перешкоди (наприклад, частки виділення, границі зерен та ін.). Зупинка дислокації біля перешкоди є причиною зміцнення матеріалу. Тому для подальшого просування дислокації необхідне збільшення прикладеного навантаження.

Із курсу опору матеріалів відомо, що максимальні дотичні напруження мають місце у тому випадку, коли діюча сила направлена під кутом 45° до площини ковзання. Тому зсуви спочатку проходять у зернах, у яких площини ковзання розташовані під кутом 45° до напрямку дії сили. Потім рухомі частини зерен тиснуть на сусідні зерна і повертають їх доти, поки їхні площини ковзання не співпадуть із напрямком площин ковзання перших зерен. Таким чином, пластична деформація окремих зерен, що є наслідком внутрішньо кристалічних зсувів, неминуче супроводжується зсувами кристалів один відносно одного, тобто міжкристалічною деформацією.

При більших степенях деформації структура металу у вигляді системи смуг ковзання трансформується у характерну орієнтовану структуру, що називається текстурою (рис.4.3).

Розрізняють три основних види деформованого стану малого об'єму тіла.

1. **Розтяг** (рис. 4.4, а), при якому уздовж однієї із трьох головних осей деформації (x,y,z) спостерігається видовження ($e_y=e_2>0$), а уздовж двох інших головних осей – вкорочення ($e_x=e_1<0$, $e_z=e_3<0$). Якщо дві негативні деформації вкорочення рівні між собою ($e_1=e_3<0$), то розтяг називають ***простим***.

2. **Стиск** (рис. 4.4, б), при якому вздовж однієї із трьох головних осей деформації спостерігається вкорочення (e_2<0), а уздовж двох інших головних осей видовження (e_1>0, e_3>0). Якщо дві позитивні деформації видовження рівні між собою, (e_1=e_3>0) то стиск називають ***простим***.

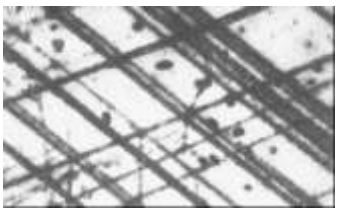


Рисунок 4.3. Дислокаційні смуги ковзання у сталі (×200) [13]

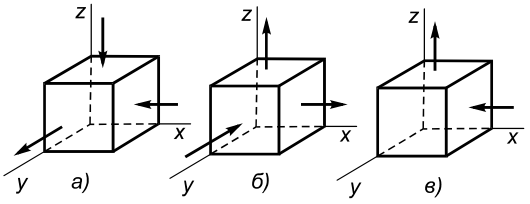


Рисунок 4.4. Три основних види деформованого стану

3. **Зсув** (рис. 4.4, в), при якому деформація уздовж однієї із трьох головних осей відсутня (e_2=0), уздовж другої головної осі спостерігається вкорочення (e_1<0), а уздовж третьої головної осі рівне йому видовження (e_3>0). Різновидами зсуву є чистий зсув і простий зсув. При ***чистому зсуві*** (рис. 4.5, а) відбувається рівномірне вкорочення уздовж однієї осі і рівномірне видовження уздовж іншої осі, перпендикулярної до першої. Квадрат *ABCD* перетворюється у конгруентний ромб $A_1B_1C_1D_1$ при незмінному об'ємі тіла. ***Простий зсув*** (рис. 4.5, б) супроводжується зсувом всіх точок тіла паралельно одній осі на відстань, пропорційній відстані точки тіла від цієї осі у напрямку другої осі. У результаті простого зсуву квадрат *ABCD* перетворюється у рівновеликий паралелограм з тими ж розмірами основи і висоти, що й у вихідного квадрата.

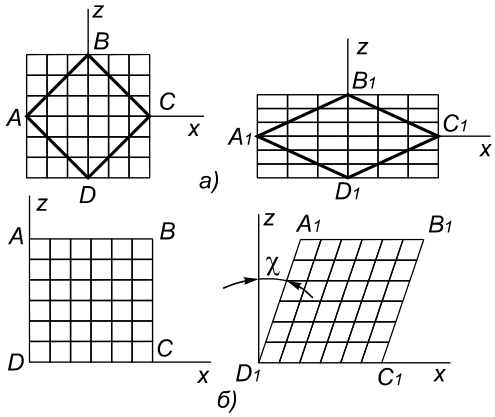


Рисунок 4.5. Схеми деформації чистого й простого зсувів

Розтяг і стиск відносяться до об'ємного деформованого стану, а зсув — до плоского деформованого стану. Вид деформованого стану визначається співвідношенням між величинами головних деформацій e_1, e_2 та e_3 за допомогою параметра v_e:

$$\nu_e = \frac{2e_2 - e_1 - e_3}{e_1 - e_3}.$$

При простому розтягу v_e = –1; при простому стиску v_e = +1; при простому зсуві v_e = 0.

Необхідно розрізняти плоский напружений (рис. 4.6,в) і плоский деформований стан (див. рис. 4.4,в). При плоскому напруженому стані у напрямку другої осі відсутнє нормальне напруження (σ_Y (σ_2) = 0, σ_x (σ_1) = +σ, σ_z (σ_3) = –σ), але є деформація (e_2>0); при плоскому деформованому стані у напрямку другої осі присутнє нор-

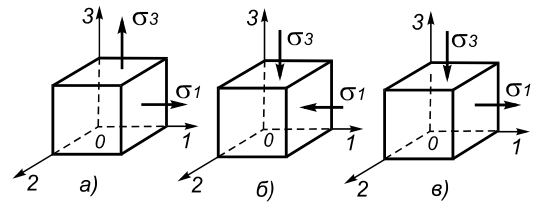


Рисунок 4.6. Три основних види напруженого стану (*а–розтяг, б–стиск, у–зсув*)

мальне напруження ($\sigma_Y(\sigma_2) = [\sigma_X(\sigma_1) + \sigma_Z(\sigma_3)]/2$), але немає деформації (e_2=0).

Процес різання пластичних матеріалів найчастіше супроводжується ***деформацією простого зсуву*** (див.рис. 4.5, б). Напружені стани у початковий і кінцевий моменти деформації простого зсуву представлені на рис. 4.7. У початковий момент деформування головні дотичні напруження τ_{XZ} і τ_{ZX} діють на сторонах квадрата та утворюють із головними осями 1—3 кут, рівний 45°. Головні нормальні напруження σ_1 і σ_3 направлені по діагоналях квадрата. Через те що $\sigma_x = \sigma_y = 0$, то $\sigma_1 = -\sigma_3 = \tau_{xz}$. У кінцевий момент деформування на сторонах квадрата, паралельних осі *X*, діючі дотичні напруження залишаються незмінними, а на інших сторонах з'являються нормальні $\sigma_\chi = \tau_{XZ}\, sin2\chi$ і дотичні $\tau_\chi = \tau_{XZ}\, cos2\chi$ напруження.

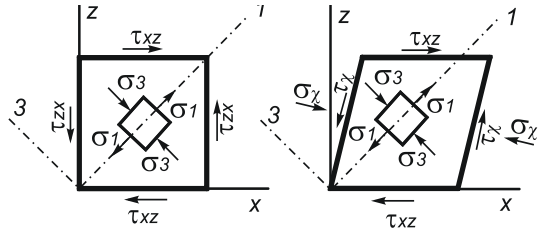


Рисунок 4.7. Напружений стан у початковий і кінцевий момент деформації простого зсуву

Відстань Δ*s* (рис. 4.8), на яку верхня сторона квадрата зсунулася відносно нижньої, називають ***абсолютним зсувом***. Мірою деформації простого зсуву є ***відносний зсув*** **ε**, що дорівнює відношенню абсолютного зсуву Δ*s* до висоти зсунутого шару, тобто $\varepsilon = \dfrac{\Delta s}{\Delta x}$, що геометрично дорівнює тангенсу кута χ нахилу сторін паралелограма до осі *Z* (див. рис. 4.5).

У результаті деформування вписане у квадрат коло радіуса r_0 перетворюється в еліпс із півосями r_1 і r_2. Осі 1^1-1^1 і 2^1-2^1 визначають напрямки найбільших деформацій розтягу і стиску. При різанні у напрямку осі 1^1–1^1 орієнтуються деформовані зерна металу, створюючи **текстуру**, чітко видну на мікрошліфах оброблених заготовок. Кути, що визначають напрями осей (кути текстури), можуть бути визначені за допомогою виразів [2]:

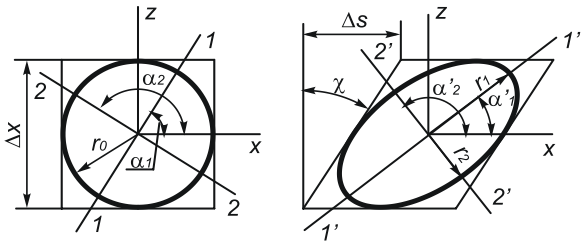


Рисунок 4.8. Схема напрямків деформацій простого зсуву

$$ctg\alpha_1^1 = \frac{\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + 4}}{2} \quad \text{і} \quad ctg\alpha_2^1 = \frac{\varepsilon - \sqrt{\varepsilon^2 + 4}}{2} \ . \tag{4.1}$$

М. І. Клушин [4] показав, що головні істинні деформації при простому зсуві:

$$e_1 = \frac{1}{2}\varepsilon \quad \text{і} \quad e_3 = -\frac{1}{2}\varepsilon \,,$$

а істинний зсув (*g*), рівний різниці істинних деформацій, дорівнює відносному зсуву, тобто:

$$g = e_1 - e_3 = \varepsilon \,.$$

У теорії пластичних деформацій для порівняння різних процесів деформування користуються так називаною інтенсивністю деформації [6]:

$$e_i = \frac{\sqrt{3}}{2}\sqrt{(e_1 - e_2)^2 + (e_2 - e_3)^2 + (e_3 - e_1)^2} \ . \tag{4.2}$$

Через те що при простому зсуві $e_2 = 0$ і $e_1 = - e_3$, то вираз приймає вид:

$$e_i = \sqrt{3} e_1 / 2 .$$

З огляду на, що $e_1 = \varepsilon / 2$, інтенсивність деформації простого зсуву $e_i = \varepsilon / \sqrt{3}$.

Питома робота пластичної деформації [6]:

$$E_d = \sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2 + \sigma_3 e_3 .$$

Очевидно, що при простому зсуві $E_d = 2\sigma_1 e_1$. Виражаючи E_d через головні дотичні напруження, одержимо $E_d = \tau_{XZ} g_{XZ}$ або:

$$E_d = \tau\varepsilon \ . \tag{4.3}$$

Як в експериментальних, так і в теоретичних дослідженнях велика увага приділяється знаходженню умови переходу деформованого матеріалу у пластичний стан, так названої – умови пластичності. У роботах з механіки різання використовують умову пластичності Мізеса. Відповідно до цієї умови пластичні деформації починаються, коли співвідношення між головними напруженнями досягає деякої постійної (для даних умов деформування) величини:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \geq 2R_{eH}^2 , \tag{4.4}$$

де R_{eH} – характеризує механічні властивості матеріалу у даних конкретних умовах деформування і називається границею плинності під час розтягування чи стиску. Цей параметр пов'язаний із границею плинності при зсуві τ_T співвідношенням:

$$\frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \tau_{\text{T}} \ . \tag{4.5}$$

Вибір моделі, що описує зміну границі плинності у процесі деформації, ґрунтується на застосування відповідної теорії. Так теорія ідеально-пластичного тіла допускає, що границя плинності деформованого матеріалу у процесі деформації залишається постійною. Ця теорія широко застосовується для опису процесів гарячого оброблення тиском.

Інша теорія – течії – ураховує тільки деформаційне зміцнення матеріалу. Вона застосовується для холодного оброблення тиском, статичних випробуваннях під час розтягу і стиску.

Оскільки умови деформації при різанні характеризуються надзвичайно великими швидкостями деформації – $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon / dt = 10^3 ... 10^4 c^{-1}$ (а при шліфуванні $\dot{\varepsilon} = 10^5 ... 10^6 c^{-1}$), тоді як при стандартних методах випробувань – $\dot{\varepsilon} = 10^{-3} c^{-1}$ (тобто, перевищують останні більш, ніж на 8 порядків), а також високими температурами; виникає питання про визначення дійсної границі плинності з урахуванням швидкості і температури деформації.

Дослідженнями Т. Н. Лоладзе [14] встановлено, що швидкість деформації до якоїсь межі ($\varepsilon \approx 1$) викликає зміцнення матеріалу, тобто підвищення R_{eH}, а після її перевищення наступає насичення зміцнення, і матеріал за своїми властивостями наближається до ідеально пластичного тіла.

Для умов різання металів становить особливий інтерес урахування впливу температури, викликаної деформаціями в адіабатичних умовах, тобто, коли вся теплота залишається у тому об'ємі матеріалу, де вона виділилася при деформації. Ця температура викликає знеміцнюючу дію, але степінь її впливу через інерційність процесу нагрівання, у свою чергу залежить від швидкості деформації. З теоретичної точки зору вплив температури на границю плинності проявляється при будь-яких швидкостях деформації, що виражається формулою [15]:

$$\tau_{\mathrm{T}} = \frac{S_b}{\sqrt{3}}\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon^*}\right)^m \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}^*}\right)^{K_\varepsilon \Delta T'} exp(-B_\tau \cdot \Delta T'), \tag{4.6}$$

де ε^* і $\dot{\varepsilon}^* = d\varepsilon^* / dt$ – нормативні значення степеню і швидкості деформації; m, K_ε, B_τ – константи, що характеризують умови деформації; $\Delta T' = T - T_0$ – збільшення гомологічної температури ($T = T_{\text{деф}} / T_{\text{пл}}$, $T_0 = 273 / T_{\text{пл}}$, $T_{\text{деф}}$, $T_{\text{пл}}$ – температури деформації і плавлення у $^\circ K$); S_b (деколи позначається, як S_k) – істинний опір розриву.

На основі формули (4.6) В.С.Кушнер [7] одержав залежність, застосовувану для процесу різання:

$$\tau_{\mathrm{T}} = S_b A_2 \cdot K_\varepsilon g^m \left(1 + \frac{A_2 A_1 B_\tau K_\varepsilon}{1+m} g^{m+1}\right)^{-1}, \tag{4.7}$$

де $A_2 = \{\sqrt{3}[\sqrt{3}\ln(1+A)]\}^{-1}$, $A_1 = \dfrac{S_b}{C_V \cdot T_{\text{пл}}}$; g – істинний (або відносний) зсув; A – відносне видовження зразка при стандартних випробуваннях на розтягування; C_V – питома теплоємність оброблюваного матеріалу.

Останніми дослідженнями [53, 54] встановлено, що вплив температури на напруження зсуву не настільки значний, як в (4.7), і може бути виражений формулою:

$$\tau_{\mathrm{T}} = S_b[0{,}4 - 0{,}125 \cdot 10^{-3}(\theta^\circ C - 600)].$$

Слід зазначити, що взаємно компенсуючі ефекти від дії температури і швидкості деформації у деяких практичних випадках дозволяють зробити висновок про відсутність видимого ефекту впливу швидкості деформації і температури на границю плинності. Це дало привід М.М. Зорєву [16] та іншим ученим висунути припущення, що границя плинності під час зсуву при різанні дорівнює його значенню при стандартних випробуваннях, екстрапольованому на значення істинного відносного зсуву, рівного 2,5. Для вуглецевих і малолегованих сталей ця гіпотеза дає емпіричну формулу [16], яка, незважаючи на її простоту, добре погоджується із експериментами:

$$\tau_{\mathrm{T}} = \frac{0{,}6 \cdot R_m.}{1 - 1{,}7 \cdot Z},$$

де Z – відносне звуження випробовуваного зразка під час розірвання.

4.2. Способи вивчення зони утворення стружки

У теорії різання, як експериментальній науці, питанням вивчення зони стружкоутворення при обробленні різних матеріалів приділяється велика увага. Всі існуючі способи дослідження можна умовно розділити на наступні:

- експериментальні, що досліджують безпосередньо процес різання;
- експериментальні, що досліджують зону стружкоутворення прямими методами;
- експериментальні, що досліджують зону стружкоутворення шляхом фізичного моделювання;
- розрахунково-аналітичні (математичне моделювання або симуляція).



Рисунок 4.9. Спотворення координатної сітки у результаті деформації

Безпосереднє дослідження зони різання можна здійснити візуально при мікрошвидкостях різання, використовуючи спеціальні мікроскопи, або за допомогою швидкісної (із частотою до 10 000 кадрів у секунду) кіно- чи відео зйомки зони різання. Для більшої інформативності на поліровану бічну поверхню заготовки наноситься координатна сітка з постійним кроком. Використовуючи математичний апарат теорії пластичності, за розмірами спотвореної після оброблення координатної сітки можна визначити положення зони деформації, закономірності формування стружки та інших факторів (рис. 4.9).

Зону стружкоутворення при різанні можна оцінити також, аналізуючи зразок, отриманий після **миттєвої зупинки процесу різання** за допомогою спеціальних пристроїв. З отриманого зразка, що називається **«корінь стружки»**, виготовляють мікрошліф, який розглядають під мікроскопом при збільшенні у 25—200 разів або роблять мікрофотографію. Зміна структури матеріалу стружки і зони деформації у порівнянні зі структурою недеформованого матеріалу, напрямок текстури деформації дозволяють установити границі зони деформації та оцінити деформаційні процеси, що у ній відбувалися (рис. 4.10). «Корені стружок» можуть вивчатися і на зразках із нанесеною координатною сіткою з чарунками круглої або квадратної форми (рис.4.11).

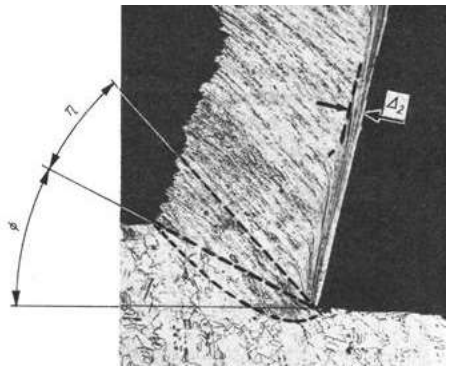


Рисунок 4.10. Мікрошліф «кореня стружки»

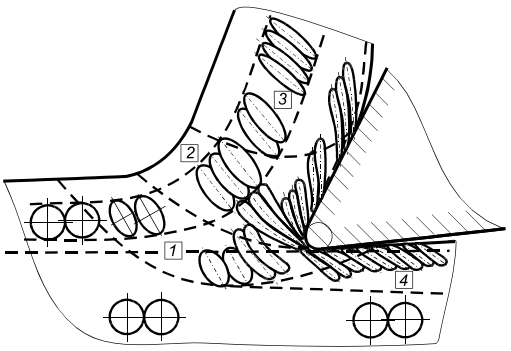


Рисунок 4.11. «Корінь стружки» з координатною сіткою

До першої групи можна також віднести і **спосіб виявлення ліній ковзання.** Бічна поверхня «кореня стружки» піддається травленню і лінії ковзання при цьому ви-

являються у вигляді темних смуг. Різновидом способу є нанесення на торці заготовки оксидної плівки, досить міцно зчепленої з основним металом. Оксидна плівка відокремлюється від поверхні при інтенсивності деформації 0,03...0,15, у результаті чого на поверхні виникають лінії ковзання, по яких можна визначити напрямок зсуву.

Характерним представником **другої групи** є **спосіб визначення напруженого стану за зміною твердості**. Він оснований на тому, що при деформації металів між дотичними напруженнями і твердістю існує залежність $\tau \approx 0{,}185 \cdot HV$. На бічній поверхні деталі наноситься сітка з досить малим кроком і у кожному з квадратів визначається твердість (мікротвердість) [17]. По точках рівної твердості будуються границі областей деформацій (рис. 4.12).

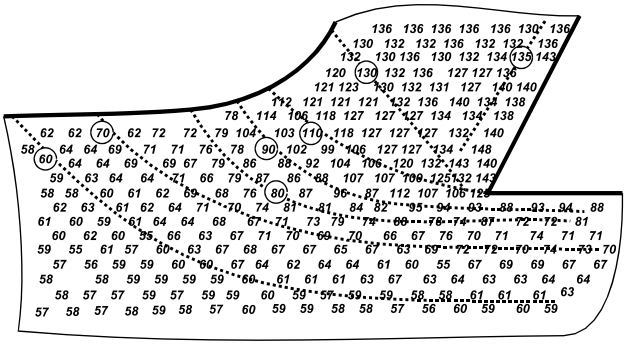


Рисунок 4.12. Розташування точок (ліній) рівної твердості на «корені стружки», за Г.Д. Дель

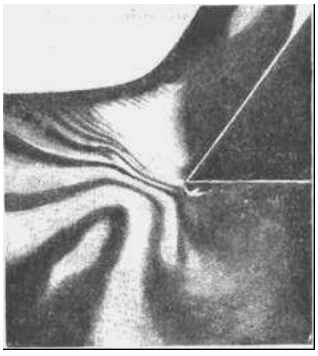


Рисунок 4.13. Картина напружень в оптично активному матеріалі

До групи фізичного моделювання можна віднести **поляризаційно-оптичний спосіб і спосіб лазерної інтерферометрії.** Поляризаційно-оптичний або метод фотопружності заснований на тому, що прозорі ізотропні тіла при дії на них зовнішніх сил стають анізотропними і, якщо їх розглядати у поляризованому світлі, то інтерференційна картина дозволяє визначити величину і знак діючих напружень. У результаті навантаження у поляризованому світлі за картиною смуг (рис. 4.13) можна визначити головні напруження, деформації та їхній напрямок. Однак метод дає точні величини нормальних і дотичних напружень тільки у пружній області деформації, у той час як у зоні різання відбувається значна пластична деформація, що змінює розподіл напружень. Тому за допомогою поляризаційно-оптичного методу можна одержати тільки якісне і наближене уявлення про розподіл напружень у зоні деформації.

При використанні **способу лазерної інтерферометрії** поліровану дзеркальну бічну поверхню різального інструменту освітлюють пучком когерентного монохроматичного випромінювання від лазера. Інтерференційну картину, що характеризує деформації інструмента у поточний момент часу, формують між опорним і відбитим від поверхні інструмента променем. Камера фіксує зміну інтерференційних смуг ненавантаженого і навантаженого деформованого інструмента, за якими оцінюють величину діючих напружень [27].

До зазначеної групи можна віднести також **електро-тензометричний спосіб**, коли на поверхню деталі наклеюють тензометричні датчики і за їх показами після прикладення навантаження фіксують напруження та їх знак.

Способи математичного моделювання дозволяють визначити параметри стружкоутворення без проведення експериментальних досліджень. Вони засновані на тім, що процес різання представляють як процес деформації тіла з певними властивостями і закономірностями поводження.

Так, модель, запропонована у 1951р. [19], розглядає сітку ліній ковзання у вигляді простого трикутника ортогональних ліній *ABC* (рис. 4.14), у якому матеріал знаходиться у пластичному стані. Шляхом аналізу розподілу напружень у зоні зсуву і на передній поверхні визначають основні співвідношення між параметрами зони деформації.

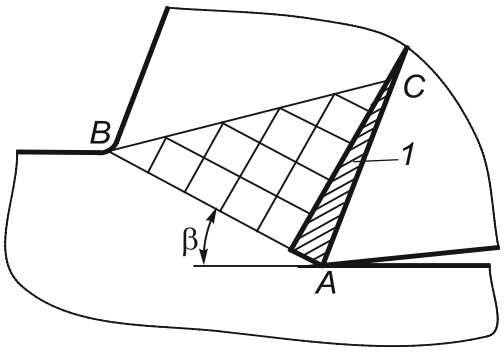


Рисунок 4.14. Схема моделі зони стружкоутворення по *Lee* і *Shaffer* [19]

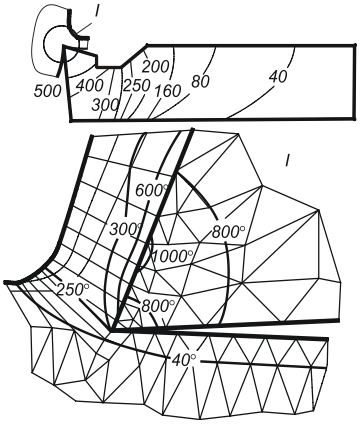


Рисунок 4.15. Схема розбиття і розрахунок температурного поля методом скінченних елементів [21]

Останнім часом ця модель удосконалена з урахуванням взаємозв'язків між властивостями оброблюваного матеріалу, температурою у зоні стружкоутворення і деформаційним зміцненням [20].

Широке розповсюдження в обробленні різанням одержав спосіб чисельно-математичного моделювання – метод скінченних елементів (МСЕ). Його застосовують у двох випадках. З одного боку, вивчають напруження, деформації, поля температур у зоні різання, з іншого боку – моделюють напружений і температурний стан металорізальних інструментів під робочим навантаженням.

Цим методом виявлено характер впливу основних факторів різання на поля напружень, встановлено ряд особливостей тепловиділення і пластичного деформування на різних ділянках зони різання (рис. 4.15).

4.3. Типи стружок при різанні пластичних і крихких матеріалів

Всіма перерахованими вище способами досліджень було встановлено, що система різання являє собою дуже складну саморегулюючу систему, що миттєво реагує на зміну будь-якого параметра зміною всієї картини процесу. Першим проявом такої реакції – є різні типи стружок, що утворюються у результаті різання. Цей факт був установлений ще у ході перших дослідів І.А.Тімме у 1870 р. і тоді ж була дана класифікація типів стружок, що виявилася настільки вдалою, що нею користуються і пони-

ні. Відповідно до досліджень І.А.Тімме, при різанні конструкційних матеріалів у будь-яких умовах існують два способи перетворення зрізуваного шару у стружку:

- за рахунок зсувних деформацій, що відбуваються при дії передньої поверхні інструмента на зрізуваний шар (стружки зсуву);
- у результаті відриву елемента зрізуваного шару різальним лезом інструмента (стружки відриву).

Виходячи із цього, були виділені три види стружок зсуву: **елементна, суглобиста, зливна** та одна – стружка відриву, названа **стружкою надлому** (рис. 4.16).

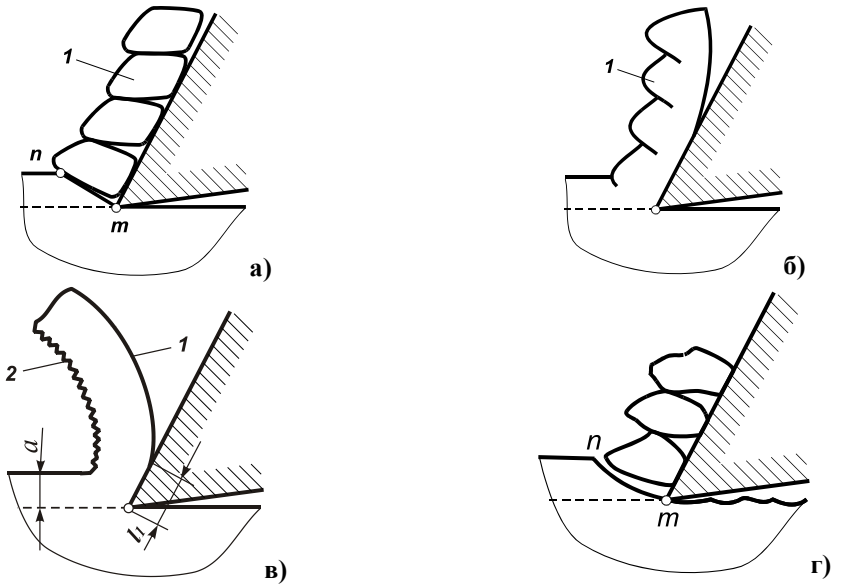


Рисунок 4.16. Типи стружок при різанні: а – елементна, б – суглобиста, в – зливна, г – надлому

Елементна стружка (рис. 4.16, а) складається з окремих «елементів», приблизно однакової форми, не зв'язаних або слабо зв'язаних один з одним. Границю *nm*, що відокремлює утворений елемент стружки від зрізуваного шару, називають поверхнею зсуву (сколювання). Фізично вона являє собою поверхню, по якій у процесі різання періодично відбувається руйнування зрізуваного шару.

У **суглобистої (східчастої) стружки** (рис. 4.16, б) поділ її на окремі частини не відбувається. Поверхня зсуву (сколювання) тільки намітилася, але вона не пронизує стружку по всій товщині. Тому стружка складається як би з окремих суглобів без порушення зв'язку між ними.

Основною ознакою **зливної стружки** (рис. 4.16, в) є її суцільність (безперервність). Якщо на шляху руху зливної стружки немає ніяких перешкод, то вона сходить безперервною стрічкою, завиваючись у плоску або гвинтову спіраль, поки частина стружки не відламується під дією власної ваги. Така стружка найбільше складно видаляється із зони оброблення і є небажаною, на відмінну від елементної та суглобистої, особливо при обробленні на верстатах-автоматах і на верстатах з ЧПК.

Поверхню стружки 1 (див.рис. 4.16, в), що прилягає до передньої поверхні інструмента, називають контактною. Вона порівняно гладенька, а при високих швидкостях різання відполірована у результаті тертя по передній поверхні інструмента. Її протилежну поверхню 2 називають вільною стороною (поверхнею) стружки. Вона покри-

та дрібними зазублинами і при високих швидкостях різання має бархатистий вигляд. Стружка стикається з передньою поверхнею інструмента у межах площадки контакту довжиною l_1, а ширина її приблизно дорівнює робочій довжині головної різальної кромки.

Стружка надлому (рис. 4.16, г) складається з окремих, не зв'язаних один з одним шматочків різної форми і розмірів. Утворення стружки надлому супроводжує дрібний металевий пил. Поверхня руйнування *nm* може розташовуватися нижче поверхні різання, у результаті чого остання покрита слідами від виламаних з неї шматочків стружки.

Класифікація І.А. Тімме не втратила свого значення й у наш час, хоча і піддалася значній конкретизації. Наприклад, тільки при обробленні сталі відомо понад 30 різновидів стружки (рис. 4.17). Подібна класифікація використовується і у стандартах західних країн (рис. 4.18).

Тип стружки багато у чому залежить від роду і механічних властивостей оброблюваного матеріалу. При різанні пластичних матеріалів можливе утворення перших трьох типів стружки: елементної, суглобистої і зливної. При збільшенні твердості і міцності оброблюваного матеріалу зливна стружка переходить у суглобисту, а потім в елементну. При обробленні крихких матеріалів частіше утворюється елементна стружка або рідше - стружка надлому. З підвищенням твердості матеріалу, наприклад чавуну, елементна стружка переходить у стружку надлому.

Із геометричних параметрів інструмента найбільше сильно на тип стружки впливають передній кут γ і кут нахилу головної різальної кромки λ. При обробленні пластичних матеріалів вплив кутів γ і λ принципово однаковий: при їх збільшенні елементна стружка переходить у суглобисту, а потім у зливну. При різанні крихких матеріалів при більших передніх кутах може утворюватися стружка надлому, що у міру зменшення переднього кута переходить в елементну. При збільшенні кута нахилу головної кромки стружка поступово перетворюється в елементну.

Збільшення подачі приводить при різанні пластичних матеріалів до послідовного переходу від зливної стружки до суглобистої та елементної. При різанні крихких матеріалів зі збільшенням подачі елементна стружка переходить у стружку надлому. Глибина різання (ширина зрізуваного шару) на тип стружки практично не впливає.

Найбільше складно на тип стружки впливає швидкість різання. При обробленні більшості вуглецевих і легованих конструкційних сталей, якщо виключити зону швидкостей різання, при яких утвориться наріст (див. п.4.11), при збільшенні швидкості різання стружка з елементної стає суглобистою, а потім зливною. Однак при обробленні деяких жароміцних сталей і сплавів, титанових сплавів підвищення швидкості різання, навпаки, перетворює зливну стружку в елементну. Фізична причина цього явища донині повністю не з'ясована. Підвищення швидкості різання при обробленні крихких матеріалів супроводжується переходом стружки надлому в елементну зі зменшенням розмірів окремих елементів і зміцненням зв'язку між ними.

При застосовуваних у виробництві геометричних параметрах інструментів і режимах різання основними типами стружки при обробленні пластичних матеріалів є зливна (частіше) і суглобиста (рідше). Основним типом при різанні крихких матеріалів є елементна стружка.

Приблизною характеристикою виду стружки може бути її об'ємний коефіцієнт k_W . Для стружок сплутаних він приблизно дорівнює k_W =50, для стружок сильно за-

витих k_W =15, для сильно дроблених – k_W =3. Значення цих коефіцієнтів ураховуються при розробленні спеціальних засобів для видалення стружки із зони оброблення.

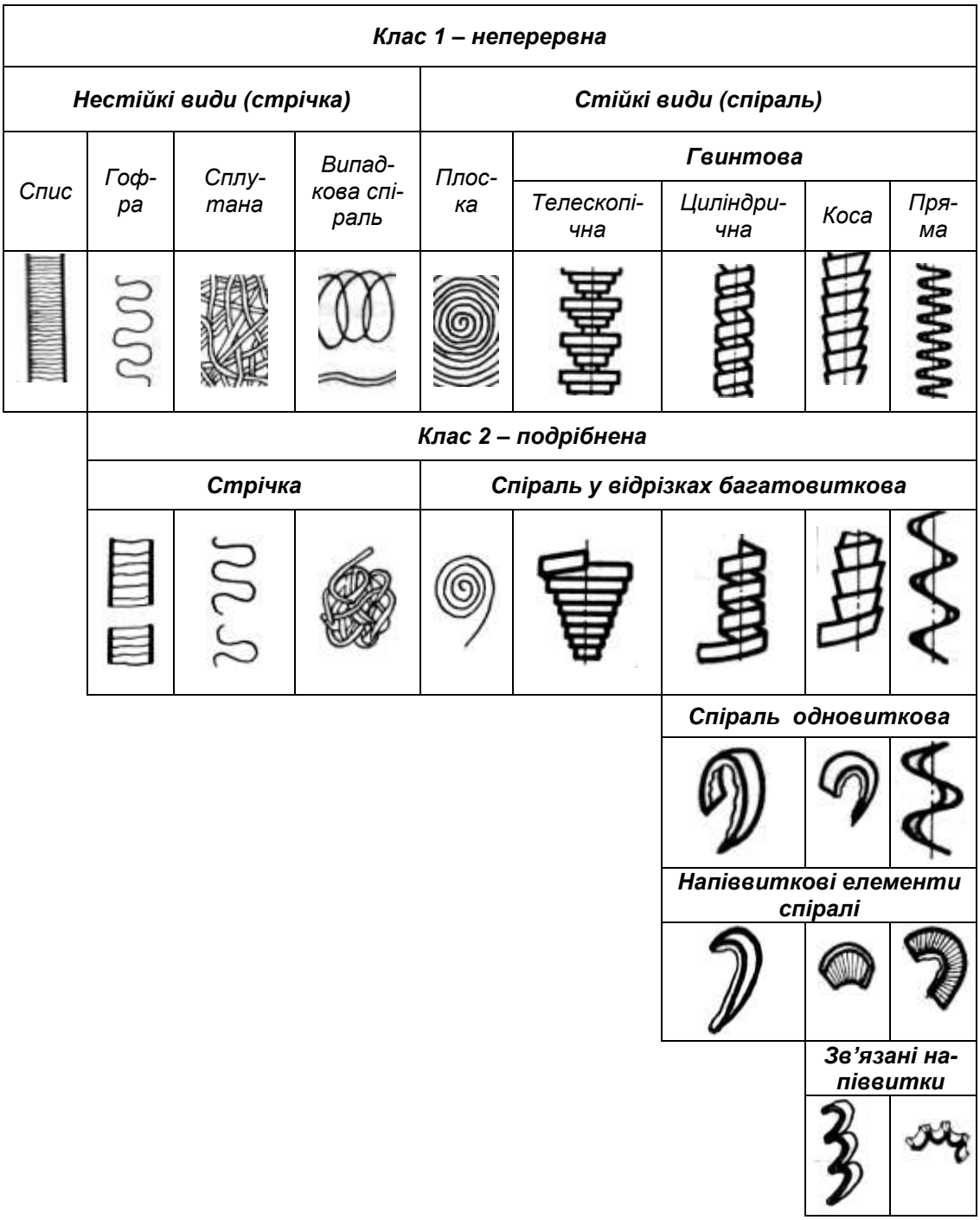


Рисунок 4.17. Види зливних стружок при обробленні сталей [26]

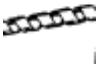
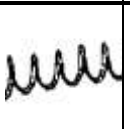
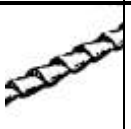
1.Стружка стрічкова	2. Гвинтова трубчаста	3. Стружка спіральна	4. Стружка гвинтова відкрита	5. Стружка гвинтова закрита	6. Луската	7. Стружка елементна	8. Стружка голчаста
							
1.1. Довга	2.1. Довга	3.1. Плоска	4.1. Довга	5.1. Довга	6.1. Зв'язана		
							
1.2. Коротка	2.2. Коротка	3.2. Конічна	4.2. Коротка	5.2. Коротка	6.2. Розділена		
							
1.3. Сплутана	2.3. Сплутана		4.3. Сплутана	5.3. Сплутана			

Рисунок 4.18. Класифікація видів стружки за стандартом ISO 3685-1977 [9]

4.4. Процес утворення зливної стружки при прямокутному вільному різанні

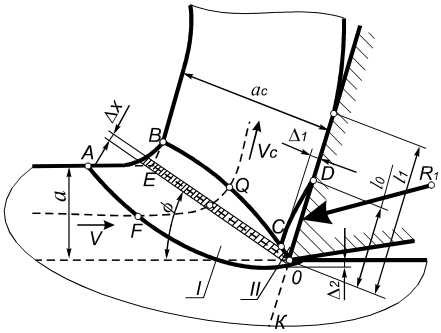


Рисунок 4.19. Зони первинної і вторинної деформацій при перетворенні зрізуваного шару у зливну стружку

Дослідження [16, 17], проведені за допомогою методу ділильної сітки (див. рис. 4.11), а також вимірювання мікротвердості коренів стружки (див.рис.4.12) показали, що між зрізуваним шаром і утвореною стружкою існує більш-менш чітко виражена перехідна зона. Схема, що пояснює процес утворення зливної стружки, показана на рис. 4.19.

Різальне лезо інструмента через площадку контакту довжиною l_1 діє на зрізуваний шар товщиною a. Зосереджена сила R_1, з якою передня поверхня інструмента тисне на зрізуваний шар, одержала назву **сили стружкоутворення**. Лінією *OK* позначена нейтральна лінія, що розмежовує області стискаючих (ліворуч) і розтягуючих (праворуч) напружень в оброблюваному матеріалі нижче поверхні різання. Частинка оброблюваного матеріалу, рухаючись назустріч лезу інструмента зі швидкістю *V*, зазнає спочатку пружних, а потім пластичних деформацій зсуву. Та частина

поля напружень, у межах якої відбуваються пластичні деформації, є зоною стружкоутворення.

Перед передньою поверхнею інструмента розташована пластична зона I первинної деформації *OABCO*. Ця зона має форму клина з вершиною на лезі інструмента. Її нижня границя *OA* ввігнута і перетинає продовження поверхні різання. Верхня границя *OB* зони опукла і її довжина у 2–4 рази менше довжини лінії *OA*. Лінія *AB* плавно сполучає поверхню різання попереднього ходу з вільною стороною стружки. Зерно зрізуваного шару, рухаючись назустріч інструменту, починає деформуватися у точці *F* і, проходячи по траєкторії свого руху, одержує все більшу степінь деформації. Деформація зерна закінчується у точці *Q*, де зерно набуває швидкість V_c, рівну швидкості стружки. Тому лівіше лінії *OA* знаходяться ще пластично недеформовані зерна матеріалу зрізуваного шару, а правіше лінії *OB* — зерна матеріалу, що належать стружці.

Численні експерименти показують, що ширина стружки у порівнянні із шириною зрізуваного шару навіть при вільному різанні збільшується незначно; при невільному ж різанні розширення стружки ще менше. Тому можна вважати, що деформований стан у зоні стружкоутворення є плоским і зрізуваний шар у процесі різання піддається деформації зсуву.

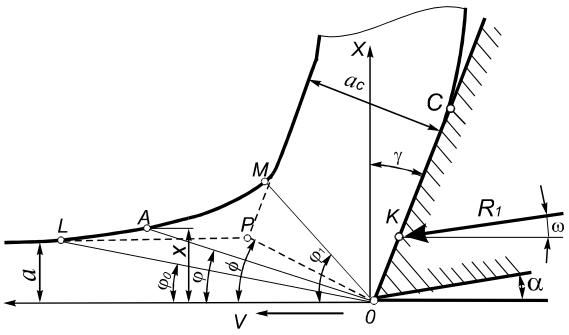


Рисунок 4.20. Спрощена схема стружкоутворення за М.М.Зорєвим [16]

Причину утворення об'ємної зони деформації встановив М.М.Зорєв [16], представивши її у вигляді віяла ліній постійних дотичних напружень (рис.4.20). Уздовж кожної лінії діють напруження, рівні відношенню проекції сили стружкоутворення (на цю лінію) до площі перетину шару, що зсувається уздовж цієї поверхні:

$$\tau = \frac{R_1 \cos(\varphi + \omega)\sin\varphi}{bx}, \tag{4.8}$$

де ω – кут між силою стружкоутворення і напрямком швидкості різання, **названий кутом дії**; φ – кут нахилу відповідної лінії напружень;

Якщо уздовж лінії *OL* напруження досягають $\tau_{\phi 0}$ – границі плинності під час зсуву вихідного матеріалу, то зерно зрізуваного шару, потрапивши на цю лінію, одержить початковий зсув і формула (4.8) запишеться у вигляді:

$$\frac{R_1 \cos(\varphi_0 + \omega)\sin\varphi_0}{ba} = \tau_{\phi 0} \tag{4.9}$$

Однак, разом зі зсувом це зерно одержить і зміцнення, що є неминучим наслідком будь-якої деформації. Тому подальша деформація по лінії *OL* стає неможливою, внаслідок збільшення правої частини формули (4.9) до $\tau_{\phi 1}$ первинно зміцненого матеріалу ($\tau_{\phi 1} > \tau_{\phi 0}$). Наступний зсув можливий при збільшенні діючих напружень (лівої частини рівняння (4.9)), для чого необхідно збільшити кут φ. Тобто наступний етап зсуву відбувається по лінії *AO*, і т.д. Таким чином, послідовно перетинаючи лінії рів-

них напружень у порядку їх зростання від *OL* до *OM*, зерно зрізуваного шару буде одержувати все більшу степінь деформації і зміцнення. Деформація зерна закінчується по лінії *OM*, де напруження досягають границі плинності під час зсуву максимально зміцненого матеріалу стружки. За цією лінією дотичні напруження зменшуються і наступний зсув відбуватися не може.

Якби між передньою поверхнею інструмента і контактною поверхнею стружки було відсутнє тертя, то на цьому деформування зерен металу зрізуваного шару закінчилося б. Але через те що між зазначеними поверхнями тертя є завжди, то зерна матеріалу, що знаходяться у безпосередній близькості від контактної поверхні стружки, продовжують деформуватися і після їх виходу із зони первинної деформації. Так виникає зона II – вторинної деформації (див. рис. 4.19), обмежена передньою поверхнею і лінією *CD*. Довжина зони вторинної деформації *OD* приблизно дорівнює половині довжини площадки контакту $l_0=l_1/2$, а максимальна товщина Δ_1 у середньому становить $0{,}1\cdot a_c$. Як показав М. М. Зорєв [16], зерна зрізуваного шару, проходячи через зону вторинної деформації, деформуються винятково сильно: степінь деформації у зоні II може у 20 разів і більше перевищувати середню деформацію стружки.

Наявність зони вторинної деформації приводить до неоднорідності кінцевої деформації стружки по її товщині. На більшій частині товщини стружки степінь деформації зерен однакова, а у шарі товщиною Δ_1 спостерігається її різке збільшення.

Слід зазначити, що співрозмірна із товщиною зрізуваного шару зона первинної деформації має місце тільки при малих передніх кутах інструмента, великих товщинах зрізуваного шару і низьких швидкостях різання. Для діапазону цих параметрів, застосовуваних у виробничих умовах, картина трохи змінюється.

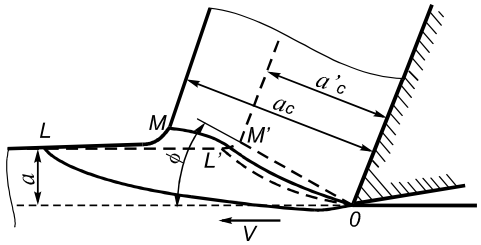


Рисунок 4.21. Схематичне зображення впливу швидкості деформації на ширину і розташування зони стружкоутворення [16]

Рухаючись із великою швидкістю, частки оброблюваного матеріалу настільки швидко проходять лінію *OL* (рис. 4.21), що пластичні деформації не встигають відбутися і починаються пізніше, на лінії *OL'*, де діють значно більші напруження, тобто початкова границя зони стружкоутворення зміщається з положення *OL* у положення *OL'*.

Цілком аналогічно запізнюються деформації на всіх наступних лініях рівних дотичних напружень, у тому числі на лінії *OM*. Але, через те що праворуч від лінії *OM* напруження починають зменшуються, то деформації тривають лише на дуже малій відстані вправо від лінії *OM* і припиняються на лінії *OM'*, не досягши тих значень, які мали місце при малій швидкості. Отже, при більших швидкостях різання кінцева границя, так само як і початкова границя зони стружкоутворення, зміщається вправо, що викликає поворот всієї зони стружкоутворення до передньої поверхні інструмента. Однак зміщення кінцевої границі зони стружкоутворення значно менше, ніж початкової, тому що поширення пластичних деформацій вправо від лінії *OM* обмежується падінням дотичних напружень. Тому при збільшенні швидкості різання зона стружкоутворення сильно звужується, змінюючи свою форму. Це послужило підставою для деяких дослідників [10,11, 28] схематично представити зону первинної деформації у вигляді вузької області з паралельними границями (рис. 4.22). По даним *P.Oxley* [28], ширина цієї зони знаходиться у межах $h = a/(10\sin\phi)$.

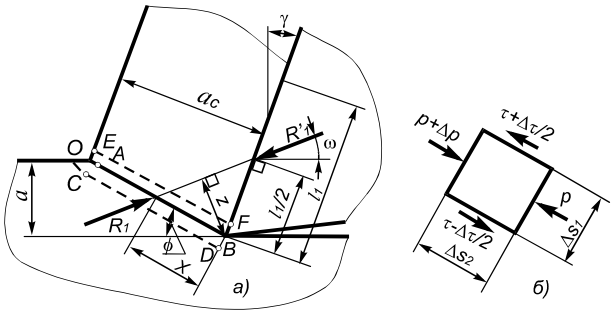


Рисунок 4.22. Модель деформації металу при різанні, запропонована *P.Oxley* [28]

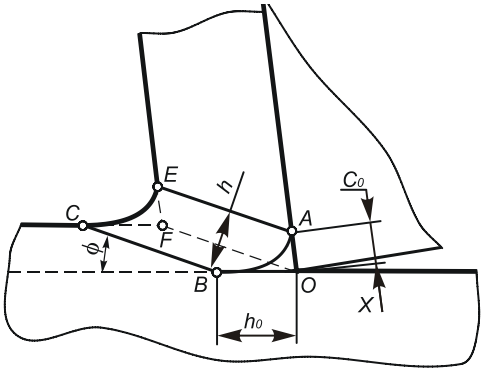


Рисунок 4.23. Схема зони стружкоутворення з паралельними границями [11]

Встановлено, що ширина зони h при різанні з малими і середніми швидкостями досягає (0,3...0,5)a [11]. Крім того, забезпечення умови безперервності швидкостей деформації в області, що прилягає до вершини різального леза, обов'язково приводить до утворення твердого нерухомого тіла з матеріалу стружки OAB з розмірами $h_0 \approx a$ і $C_0 \approx 0{,}1a$ (рис.4.23).

Але навіть у такій вузькій області пластичних деформацій зсувні процеси розподіляються нерівномірно (рис.4.24). Сучасні дослідники виділяють зону попередніх пластичних деформацій, де величина істинного зсуву дорівнює інтенсивності кутових деформацій у дослідах на розтяг, і область основних деформацій. Причому, якщо у першій зоні проходить зміцнення матеріалу стружки, то у другій – разом зі зміцненням починає відігравати роль ефект знеміцнення, пов'язаний з підвищенням температури в цій зоні.

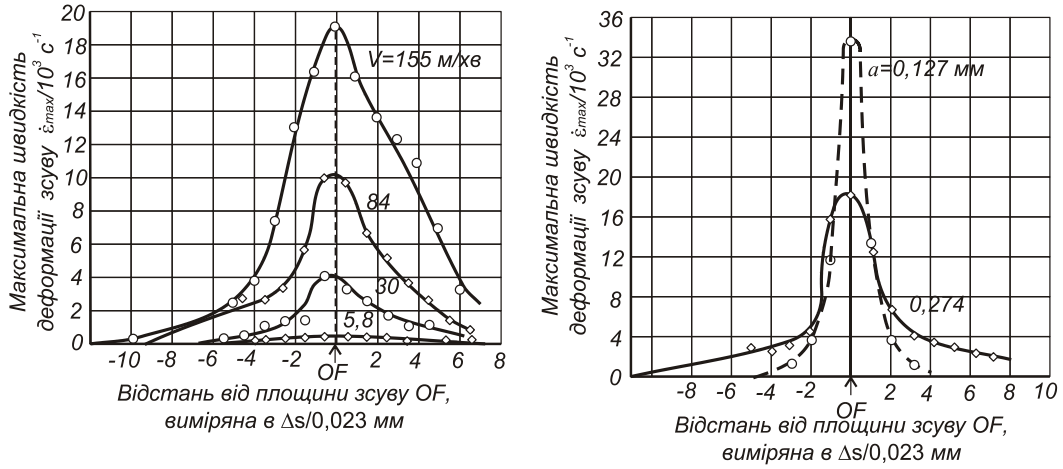


Рисунок 4.24. Розподіл швидкості деформації частки матеріалу при проходженні нею зони пластичної деформації

Це дозволяє вважати, що в області промислово застосовуваних передніх кутів, товщин зрізуваного шару, а особливо швидкостей різання зсувні деформації локалізуються у дуже тонкому шарі товщиною Δx (див. рис. 4.19), а сімейство поверхонь ков-

зання можна замінити єдиною площиною *OE*, названою **умовною площиною зсуву,** нахиленою до напряму швидкості різання під **кутом зсуву** ϕ.

При такій ідеалізації процес перетворення зрізуваного шару у стружку можна представити як процес послідовних зсувів тонких шарів оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву. Оскільки деформований стан при цьому є практично плоским, то процес стружкоутворення повинен підпорядковуватися закономірностям простого зсуву.

Експериментальна перевірка добре підтверджує це положення. Середня кінцева інтенсивність деформації, розрахована вимірюванням розмірів спотворення ділильної сітки (див. рис.4.11), мало відрізняється від інтенсивності деформації простого зсуву, визначеної на основі розмірів стружки (табл. 4.1).

Спостережуване незначне розширення стружки, тобто наявність деформації у напрямку другої головної осі, свідчить про те, що крім деформації простого зсуву при різанні має місце деформація стиску. Однак наведені експериментальні дані показують, що частка деформації стиску у порівнянні з деформацією простого зсуву невелика. **Тому при інженерних розрахунках, особливо при невільному різанні, можна користуватися спрощеною моделлю з єдиною площиною зсуву, розглядаючи деформований стан простого зсуву.**

Таблиця 4.1. Порівняння виміряної і розрахункової інтенсивності деформації при різанні латуні Л70 при a = 3 мм і V = 5 м/хв. [1].

Передній кут, γ°	Інтенсивність деформації	Інтенсивність деформації простого зсуву	% відхилення
0	1,39	1,46	5
15	0,94	0,985	11
30	0,737	0,75	7

4.5. Схема утворення зливної стружки з єдиною площиною зсуву. Визначення степеню деформації стружки

Припустимо, що різальний інструмент має переміститися із положення I у положення II на відстань Δl (рис. 4.25). При цьому точка Q зрізуваного шару у вигляді паралелограма $MNPQ$, що лежить на поверхні різання, опиниться у точці Q_1, що лежить на передній поверхні інструмента, а точка P виявиться у точці P_1, що лежить на вільній стороні стружки. Таким чином, паралелограм $MNPQ$, зсуваючись уздовж основи MN на Δs, перетворюється у паралелограм MNP_1Q_1, що належить стружці. При подальшому переміщенні інструмента на Δl зазначений процес повториться у результаті безперервних зсувів тонких шарів матеріалу по умовній площині зсуву без порушення зв'язку між цими шарами, тобто без порушення суцільності матеріалу стружки. Відстань Δs є не що інше, як абсолютний зсув.

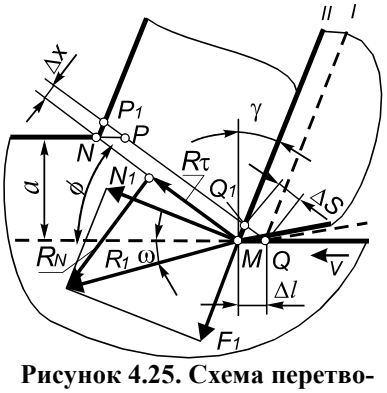


Рисунок 4.25. Схема перетворення зрізуваного шару у зливну стружку [1]

Розглянемо фізичну природу сил, що діють на зрізуваний шар з боку передньої

поверхні інструмента. Інструмент тисне на зрізуваний шар із нормальною силою на передній поверхні N_1, що створює силу тертя $F_1 = \mu \cdot N_1$ (μ – умовний середній коефіцієнт тертя між стружкою та інструментом). У сумі сили N_1 і F_1 дають силу стружкоутворення R_1, нахилену до поверхні різання під кутом дії ω. Як витікає з формули (4.9), у площині *MN* будуть діяти напруження зсуву, рівні:

$$\tau = \frac{R_1 \cos(\phi + \omega) \sin\phi}{ba}.$$

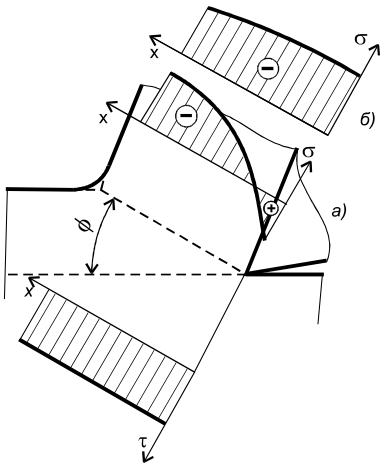


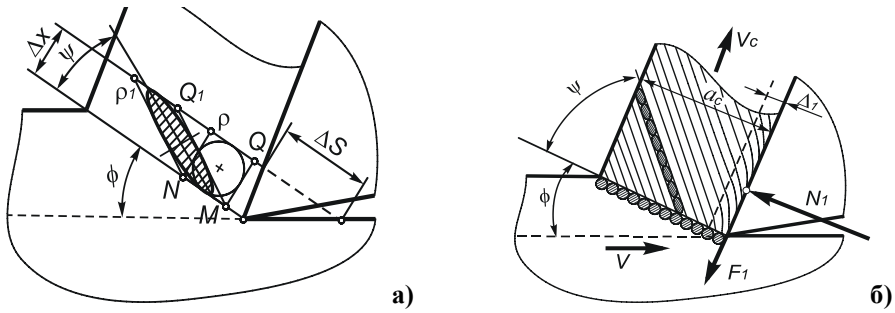
Рисунок 4.26. Епюри нормальних σ і дотичних τ напружень на площині зсуву при великих (а) і малих (б) кутах γ [29]

Деформація і утворення стружки почнеться у тому випадку, коли напруження зсуву стануть рівними границі плинності під час зсуву $\tau_{\phi 0}$.

Установлено, що незалежно від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, значень *V, a* і γ дотичні напруження уздовж умовної площини зсуву залишаються постійними, а нормальні – змінюються.

При великих значеннях γ і малих коефіцієнтах тертя на передній поверхні нормальні напруження зменшуються уздовж умовної площини зсуву у напрямку вершини інструмента, і у деякій точці їхній знак може змінитися на протилежний (рис. 4.26,а). Якщо зменшувати γ і збільшувати коефіцієнт тертя, зазначена епюра поступово трансформується до виду, зображеному на рис.4.26,б, де нормальні напруження, зберігаючи постійність знаку, збільшуються при наближенні до вершини.

У результаті пластичної деформації у стружці утвориться текстура у вигляді смуг або стрічок, розташованих під деяким кутом до умовної площини зсуву (див.рис.4.27,а), називаним кутом текстури ψ. Лінії текстури представляють ланцюжки деформованих зерен стружки, що одержали після проходження через умовну площину зсуву певну форму і орієнтацію.



а) **б)**

Рисунок 4.27. Схеми перетворення сферичного зерна в еліпсоїдальне (а) і формування текстури (б)

Природа утворення текстури при простому зсуві була розглянута у п. 4.1, а величину кута текстури для сітки круглої форми можна визначити із виразу (4.1):

$$ctg\psi = (\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + 4})/2,$$

де ε – відносний зсув при перетворенні зрізуваного шару у стружку.

Ланцюжки еліпсів, витягнутих у напрямку їхніх більших осей (рис.4.27,б), представляють лінії текстури деформації стружки. Чим більше ε, тим менше ψ, і навпаки.

Перетворення сферичного зерна в еліпсоїдальне є наслідком первинної деформації зрізуваного шару при проходженні зерна через умовну площину зсуву. Якби було відсутнє тертя стружки по передній поверхні, лінії текстури йшли б паралельно одна одній, зберігаючи незмінним кут текстури. Однак у шарі стружки товщиною Δ_1, що прилягає до її контактної сторони, еліпсоїдальні зерна, деформовані на першій стадії, втрачають свою форму під дією сили тертя F_1, і лінії текстури викривляються внаслідок вторинної деформації зрізуваного шару.

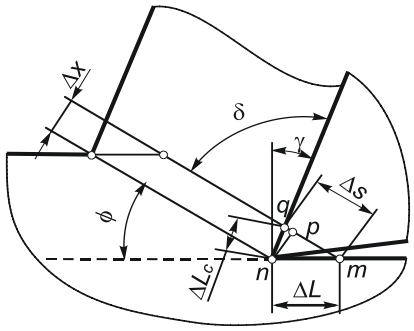


Рисунок 4.28. Схема для визначення відносного зсуву при різанні

Мірою деформації простого зсуву є відносний зсув. Визначимо його при різанні. Із рисунка 4.28 величина абсолютного зсуву $\Delta s = \overline{mn} + \overline{pq}$. Виразимо відрізки $\overline{mp}$ і $\overline{pq}$ через товщину Δx шару, що зсувається:

$$\overline{mp} = \Delta x \cdot ctg\phi; \qquad \overline{pq} = \Delta x \cdot ctg\delta = \Delta x \cdot ctg[90° - (\phi - \gamma)] = \Delta x \cdot tg(\phi - \gamma).$$

Тоді $$\Delta s = \Delta x[ctg\phi + tg(\phi - \gamma)].$$

Так як $\varepsilon = \Delta s / \Delta x$, то вираз для визначення відносного зсуву при різанні одержує вид:

$$\varepsilon = ctg\varphi + tg(\varphi - \gamma). \qquad (4.10)$$

Із формули (4.10) витікає, що при відомому передньому куті інструмента для визначення відносного зсуву необхідно знати кут зсуву. Його можна визначити за співвідношенням між довжиною стружки ΔL_c і довжиною шляху різання ΔL, де вона була знята. Із трикутника *mnq* маємо:

$$\frac{\Delta L_c}{sin\phi} = \frac{\Delta L}{sin\delta} = \frac{\Delta L}{cos(\phi - \gamma)} \quad \text{і} \quad \frac{\Delta L}{\Delta L_c} = \frac{cos(\phi - \gamma)}{sin\phi}.$$

Відношення $\Delta L / \Delta L_c = K_L$ одержало назву **коефіцієнта поздовжньої усадки** або вкорочення стружки, а вираз:

$$K_L = \frac{cos(\phi - \gamma)}{sin\phi} \qquad (4.11)$$

називають формулою Тімме. Використовуючи формулу Тімме, можна визначити кут зсуву через коефіцієнт усадки стружки:

$$tg\phi = \frac{cos\,\gamma}{K_L - sin\,\gamma} \qquad (4.12)$$

Незважаючи на значну ідеалізацію процесу перетворення зрізуваного шару у стружку при заміні зони первинної деформації єдиною площиною зсуву, формула Тімме точно виражає зв'язок між коефіцієнтом усадки стружки і кутом зсуву, тому що є

наслідком умови суцільності матеріалу зливної стружки. Тому формули (4.11) і (4.12) добре підтверджуються експериментами. Таким чином, якщо за довжинами зрізуваного шару і стружки визначити коефіцієнт усадки, то за допомогою формул (4.12) і (4.10) можна підрахувати кут зсуву і відносний зсув.

Використовуючи формулу (4.12), можна знайти безпосередній зв'язок між відносним зсувом і коефіцієнтом усадки стружки. Підставивши формулу (4.12) у вираз (4.10), одержимо:

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin\gamma + 1}{K_L \cos\gamma} \tag{4.13}$$

Маючи величину відносного зсуву, за формулою з п. 4.1. можна визначити інтенсивність деформації e_i.

$$e_i = \varepsilon / \sqrt{3} \tag{4.14}$$

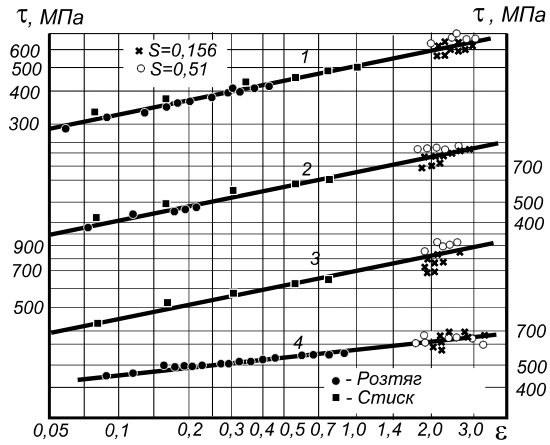


Рисунок 4.29. Зіставлення залежностей між максимальними дотичними напруженнями і деформацією зсуву при різанні, розтягуванні і стиску [16] *(t = 4 мм; V = 12...280 м/хв.): 1 — сталь 60; 2 — сталь У8; 3 — сталь У12; 4 — сталь 18ХНВ; ● і ■ – максимальні дотичні напруження при розтягуванні, стиску; ○ і × – при різанні з подачами 0,51 і 0,156 мм/об*

Процесу різання властива дуже висока степінь деформації і відповідно до цього велика величина зсувних напружень на умовній площині зсуву. На рис.4.29 показано співставлення залежностей між зсувними напруженнями і відносним зсувом при різанні і при механічних випробуваннях деяких легованих сталей. Як видно, величина відносного зсуву при різанні у 2,5...3 рази, а зсувних напружень – у 1,5 рази більше, ніж при розтягу і стискові.

Раніше припускалося, що при такій високій степені деформації зрізуваного шару напруження зсуву τ_ϕ практично не залежать від умов різання, а визначаються тільки властивостями матеріалу оброблюваної заготовки. Такий ефект пояснювався тим, що при різанні матеріал оброблюваної заготовки піддається настільки високій деформації, що його запас пластичності вичерпується, а зміцнення наближається до межі. Сучасними ж дослідженнями встановлено, що вони можуть суттєво змінюватися.

Як встановлено [7], залежності відношення напружень τ_ϕ / S_b від істинного зсуву розпадаються (як мінімум) на дві групи кривих (рис. 4.30). Перша група (криві 1 і 2) мають явно виражену тенденцію зменшення середніх дотичних напружень із ростом істинного зсуву. Ці матеріали мають понижену схильність до деформаційного зміцнення і невисоке відношення $\tau_\phi / S_b = 0{,}55...0{,}7$. Для них показник степеню у формулі (4.6) дорівнює m=0,08...0,1. При таких малих значеннях коефіцієнта деформаційного зміцнення m переважає знеміцнюючий вплив температури. При цьому значна частина деформації у зоні зсуву відбувається у локалізованій області. У результаті цього зни-

жується рівень середніх дотичних напружень, причому тим сильніше, чим більше кінцевий істинний зсув.

Для другої групи сталей (криві 3 і 4), що мають більш високу схильність до деформаційного зміцнення (m = 0,25...0,28), характерний більш високий рівень відношення ($\tau_\phi / S_b \approx 0{,}85$). Залежності дотичних напружень від деформації для цих сталей більше наближаються до стаціонарних або до зростаючих. При більших значеннях m = 0,28 (крива 4) деформаційне зміцнення переважає над температурним знеміцненням.

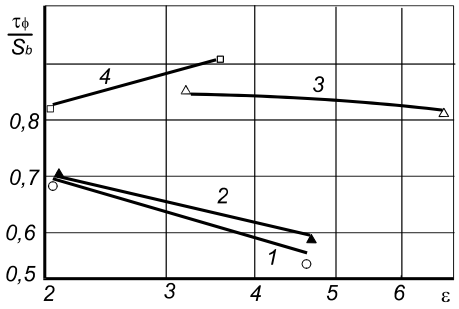


Рисунок 4.30. Залежності відношення дотичних напружень у площині зсуву до істинного опору розриву від істинного зсуву при обточуванні сталей

1 – сталь 35Х3МН, 2 – сталь 2Х13, 3 – сталь 00, 4 – сталь 30Х

Швидкість V_τ, з якою здійснюється зсув по умовній площині зсуву, можна визначити із рис. 4.31. Розклавши вектор швидкості різання на вектори V_τ і V_F швидкостей зсуву і тертя по передній поверхні, будемо мати:

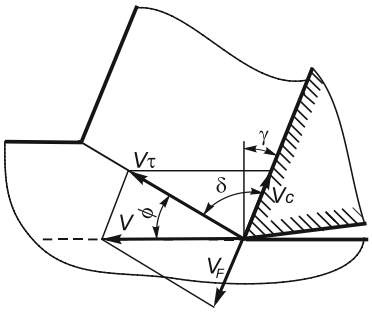


Рисунок 4.31. Схема для визначення швидкостей зсуву і тертя

$$\frac{V_\tau}{\sin(90^\circ-\gamma)} = \frac{V}{\sin\delta}; \qquad \frac{V_\tau}{\cos\gamma} = \frac{V}{\cos(\phi-\gamma)}.$$

Звідси швидкість зсуву $V_\tau = V\dfrac{\cos\gamma}{\cos(\phi-\gamma)}$.

Час деформації дорівнює величині абсолютного зсуву Δs, поділеної на швидкість зсуву V_τ. Звідси швидкість деформації $\dot{\varepsilon}$, як відношення відносної деформації до часу деформації, дорівнює:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\Delta s / V_\tau} = \frac{V_\tau}{\Delta x}$$

Донині відсутні точні відомості про чисельну величину шару Δx, у якому протікає деформація. Взявши для прикладу $V = 1$ м/с; a=0,2 мм; $K_L = 2$ і $\gamma = 10^\circ$ та визначивши Δx по формулі *P.Oxley* (див. п. 4.4.), одержимо $\dot{\varepsilon} = 2{,}4\cdot10^4$ с$^{-1}$. Таким чином, процес різання характеризується не тільки дуже високою інтенсивністю деформації, але і величезними швидкостями деформації.

Швидкість стружки V_c за величиною дорівнює швидкості тертя V_F (рис. 4.31), тобто $\dfrac{V_C}{\sin\phi} = \dfrac{V}{\sin\delta} = \dfrac{V}{\cos(\phi-\gamma)}$; звідки $V_C = V\dfrac{\sin\phi}{\cos(\phi-\gamma)}$. Але відношення $\dfrac{\cos(\phi-\gamma)}{\sin\phi}$ дорівнює коефіцієнту усадки стружки K_L, а тому:

$$V_C = V / K_L \quad . \tag{4.15}$$

З формули (4.15) виходить, що швидкість стружки завжди менше швидкості різання, збільшуючись по мірі зменшення коефіцієнта усадки стружки.

Пластична деформація при різанні металів зовні проявляється у тім, що товщина стружки a_c, стає більшою товщини зрізуваного шару a (рис. 4.32), а її ширина більшою ширини зрізуваного шару, тобто $b_c > b$. Але так як об'єм стружки залишається незмін-

ним, очевидно, що довжина стружки L_c стає коротшою шляху L, пройденого інструментом. Указана зміна розмірів зрізуваного шару називається ***усадкою стружки*** і характеризується коефіцієнтами:

$$K_L = \frac{L}{L_c}, \quad K_a = \frac{a_c}{a}, \quad K_b = \frac{b_c}{b}, \tag{4.16}$$

де K_L, K_a, K_b — *коефіцієнти* відповідно ***вкорочення, потовщення і розширення стружки***. Ці коефіцієнти, як правило, більше одиниці і є непрямими показниками інтенсивності пластичної деформації при різанні металів. Вони показують, у скільки разів розміри стружки по довжині, товщині і ширині менше або більше відповідних розмірів зрізуваного шару. Через те що об'єм стружки дорівнює об'єму зрізуваного шару ($Lab = L_c a_c b_c$), то $K_L = K_a K_b$.

Зазвичай розширення стружки навіть при вільному різанні невелике і становить 5...15 % від ширини зрізуваного шару, у той час як укорочення і потовщення стружки оцінюється у 250...600 % і більше. Тому при чорновому обробленні розширенням стружки можна знехтувати і вважати, що $K_L = K_a$. При різанні ж з малими перетинами зрізуваного шару K_b досить великий і досягає 1,5 і більше [1]. У цих випадках навіть поперечний переріз стружки не відповідає перерізу зрізуваного шару, а має форму трикутника. Тому при дослідженні чистових процесів окремо розглядають K_L, K_a і K_b.

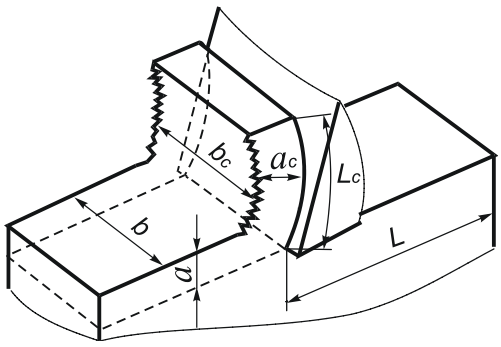


Рисунок 4.32. Розміри зрізуваного шару і стружки

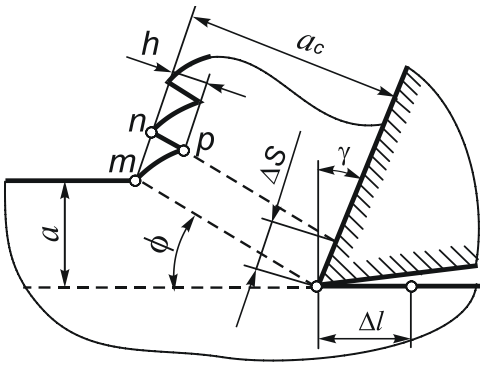


Рисунок 4.33. Схема для визначення розрахункового коефіцієнта усадки стружки

Як указувалося вище, за коефіцієнтом усадки стружки можна визначити величину кута зсуву ϕ. Залежність (4.12) отримана при припущенні, що розширення стружки відсутнє або коефіцієнти K_L і K_a рівні. З урахуванням розширення стружки визначення кута зсуву або відносного зсуву за формулами (4.12) і (4.13) необхідно проводити не за коефіцієнтом усадки стружки K_L, знайденому експериментально за довжиною стружки, а за розрахунковим коефіцієнтом усадки K_{LP}, рівному:

$$K_{LP} = \frac{K_L}{K_b} = K_L \frac{b}{b_c}.$$

Все сказане справедливо тільки у тому випадку, якщо зливна стружка зберігає свою суцільність. Якщо ж на вільному боці зливної стружки спостерігаються досить великі виступи і западини (рис.4.33) або стружка має суглобисту (східчасту) форму, то у формулу (4.12) необхідно ввести поправку. Приймаючи западину стружки за трикутник, на підставі рис.4.33, маємо:

$$\Delta Lab = (\Delta L_c a_c - \Delta L_c h/2) b_c .$$

Виразивши глибину западини h, як деякий коефіцієнт ξ, помножений на товщину стружки ($h = \xi a_c$), одержимо:

$$K_L = K_a K_b (1 - \xi/2) .$$

Вираз $(1-\xi/2)$ можна назвати коефіцієнтом суцільності стружки. Позначивши його через K_ξ і вважаючи, що $K_b = 1$, одержимо:

$$K_L = K_a K_\xi .$$

Через те що коефіцієнт суцільності стружки завжди менше одиниці, то при пилкоподібній формі стружки коефіцієнт K_L менше коефіцієнта K_a, а іноді може бути навіть менше одиниці. Різання деяких матеріалів це підтверджує. Наприклад, при обробленні високоміцних титанових сплавів (наприклад, сплаву ВТ3) в області деяких режимів різання утворюється суглобиста пилкоподібна стружка. При цьому спостерігається явище, назване «негативною усадкою стружки», при якому довжина стружки за рахунок порожнин на її вільній стороні стає більше довжини зрізуваного шару. Коефіцієнт усадки, знайдений за довжиною стружки, стає менше одиниці, досягаючи значень 0,75...0,9.

Коефіцієнт усадки визначається експериментально двома способами:

- вимірюванням довжини стружки, знятої с ділянки заготовки заданої довжини;
- ваговим способом.

Для реалізації першого способу при обточуванні довжина зрізуваного шару на циліндричній заготовці штучно обмежується за допомогою поздовжніх пазів із фіксованими відстанями між ними (рис. 4.34). Для заготовки діаметром d і з пазом шириною $b_п$ довжина шляху різання становить:

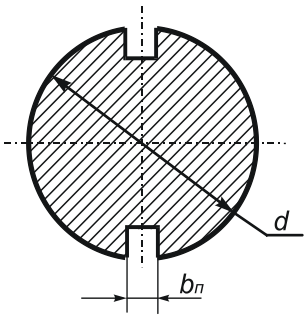


Рисунок 4.34. Форма заготовки для визначення коефіцієнта усадки

$$L = \frac{\pi \cdot d}{2} - b_п .$$

Вимірявши довжину декількох стружок (по прирізцевій стороні) і визначивши середнє значення L_c, можна одержати вираз для розрахунку коефіцієнта усадки стружки по довжині:

$$K_L = (0{,}5\pi \cdot d - b_п)/L_c .$$

Ваговий метод використовується тоді, коли важко одержати суцільну стружку значної довжини, знятої із усього шляху L. Із співвідношення між коефіцієнтами усадки випливає, що

$$K_L = \frac{L}{L_c} = \frac{a_c \cdot b_c}{a \cdot b} = \frac{f_c}{f} ,$$

де f_c і $f = a \cdot b = s \cdot t$ – відповідно, площі перерізу стружки і зрізуваного шару.

Площа поперечного перерізу стружки для шматочків довжиною 10...30 мм визначається за її вагою та об'ємом. Вага стружки розраховується за формулою:

$$G[\text{г}] = \frac{a_c[\text{мм}] \cdot b_c[\text{мм}] \cdot L_c[\text{мм}] \cdot \rho[\text{г}/\text{см}^3]}{1000},$$

звідси маємо, що площа поперечного перерізу стружки $f_c = \frac{1000 \cdot G}{L_c \cdot \rho}$ і залежність для коефіцієнта усадки: $K_L = 1000G/(L_c \cdot \rho \cdot s \cdot t)$.

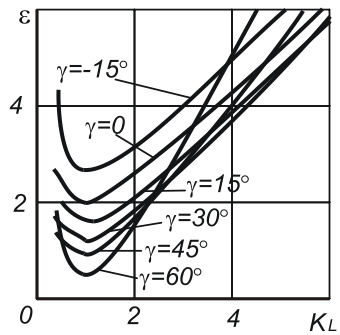


Рисунок 4.35. Зв'язок між відносним зсувом і коефіцієнтом усадки стружки при різних кутах γ [17]

Детальний аналіз показує, що коефіцієнт усадки стружки не може служити однозначним кількісним показником степеню деформованості зрізуваного шару. Як видно з рис. 4.35, зі збільшенням коефіцієнта усадки (у межах його значень, що зустрічаються при застосовуваних режимах різання) відносний зсув при постійному передньому куті γ зростає. Якщо для оцінки ступеня деформованості зрізуваного шару користуватися коефіцієнтом усадки стружки, то при K_L = 1 можна прийти до висновку, що деформація при різанні відсутня, хоча зрізуваний шар і перетворився у стружку. Це суперечить елементарним законам механіки, а з рис. 4.35 виходить, що при K_L = 1 відносний зсув не дорівнює нулю, маючи тим більшу величину, чим менший передній кут інструмента. Таким чином, коефіцієнт усадки стружки може бути лише інтегральним якісним показником тих деформаційних процесів, що відбуваються у зрізуваному шарі. Для більше точного аналізу необхідно користуватися відносним зсувом.

4.6. Особливості косокутного і невільного різання

Косокутне різання є більше загальним випадком різання у порівнянні із прямокутним. Тому, хоча закономірності косокутного різання і базуються на багатьох основних положеннях, встановлених для випадку прямокутного, проте вони характеризуються рядом особливостей [32].

При косокутному різанні вектор швидкості різання $\overline{V}$ не перпендикулярний різальній кромці і утворює деякий кут λ с площиною *N*, нормальною до різальної кромки (див. рис. 2.11 і 2.25). Внаслідок цього вектор швидкості зсуву у зоні стружкоутворення також не лежить у площині *N*, а відхиляється від неї на кут ϕ_l. Відповідно і вектор швидкості стружки $\overline{W}$ відхиляється від цієї площини на кут ψ_2 (рис. 4.36).

При косокутному вільному різанні вектори швидкості різання $\overline{V}$, швидкості зсуву $\overline{U}$ *і* швидкості стружки $\overline{W}$ лежать в одній площині, що є площиною стружкоутворення. Так як передній кут у напряму сходу стружки $\gamma_{\text{стр}}$ є кутом між площиною, перпендикулярною до вектора швидкості різання $\overline{V}$ і швидкістю стружки $\overline{W}$, то, очевидно, що при косокутному різанні цей кут залежить і від кута нахилу різальної кромки λ, і кута сходу стружки ψ_2, а тому не дорівнює нормальному передньому куту $\gamma_{\text{н}}$ [32]:

$$\gamma_{\text{стр}} = \arcsin[\cos\lambda\cos\psi_2\sin\gamma_{\text{н}} + \sin\lambda\sin\psi_2]. \qquad (4.17)$$

З формули (4.17) витікає, що передній кут різання $\gamma_{\text{стр}}$ збільшується зі збільшенням кута нахилу різальної кромки λ і кута сходу стружки ψ_2. Із рис. 4.37 видно, що вплив кута λ на передній кут дуже значний. Кут сходу стружки ψ_2 зростає зі збільшенням кута λ, але зменшується із підвищенням швидкості різання. Це характеризується наступною емпіричною залежністю (ψ_2 має знак + якщо стружка відхиляється від перпендикуляра до різальної кромки у бік, протилежний вершині інструмента) [55]:

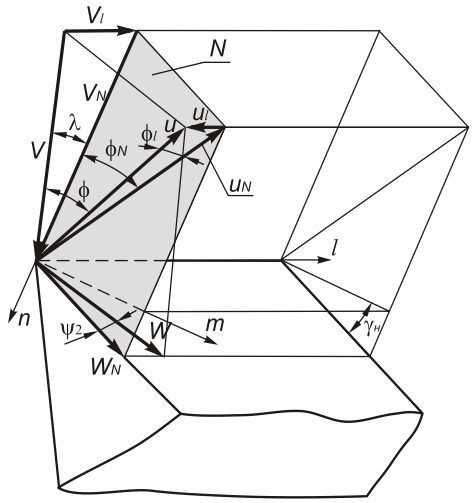


Рисунок 4.36. Схема швидкостей при косокутному вільному різанні

$$\psi_2 = -\lambda \cdot V^{-0,08}.$$

Збільшення кута λ в області середніх швидкостей різання супроводжується падінням середнього нормального тиску на передній поверхні q_N, але при цьому питоме дотичне навантаження q_F майже не змінюється [32]. Це приводить до зростання середнього коефіцієнта тертя, що можна бачити на рис. 4.37. Незважаючи на це, кут дії ω все-таки зменшується, тому що одночасно збільшується передній кут $\gamma_{\text{стр}}$. Зменшення кута дії викликає падіння коефіцієнта поздовжньої усадки стружки K_L. Однак, як показує рис. 4.37, відносний зсув стружки ε при цьому майже не змінюється, що пояснюється тим, що коефіцієнт усадки характеризує зсувні деформації, які відбуваються у нормальній площині. Зсуви, що відбуваються у зоні стружкоутворення паралельно різальній кромці, хоча і збільшують степінь деформації стружки, але не впливають на коефіцієнт поздовжньої усадки.

Додаткове ускладнення процесу стружкоутворення виникає при переході від вільного до невільного різання, коли оброблюваний матеріал зрізується декількома сполученими різальними кромками або однією криволінійною кромкою. Найбільш простим і у той же час, найпоширенішим випадком невільного різання є різання двома сполученими різальними кромками (рис. 4.38, а).

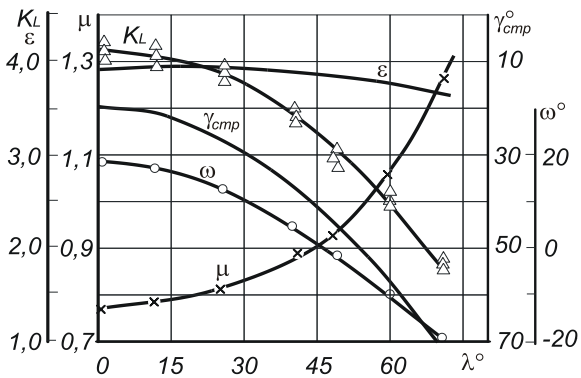
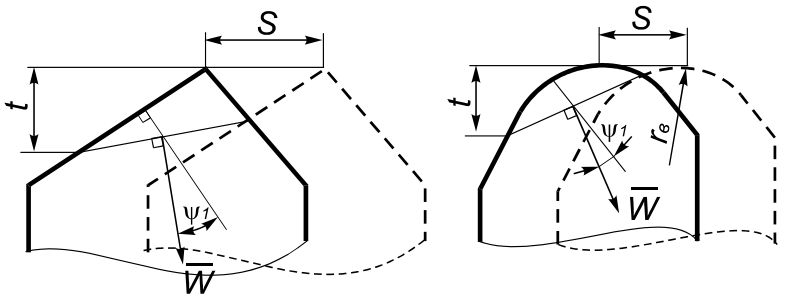


Рисунок 4.37. Вплив кута λ на дійсний передній кут γ_{cmp}, середній коефіцієнт тертя μ, кут дії ω, відносний зсув ε і усадку стружки K_L

Металографічні дослідження процесу стружкоутворення показали, що при невільному різанні для кожної різальної кромки можна провести

свою умовну площину зсуву. У загальному випадку ці площини нахилені під різними кутами до площин різання. Тому доцільно розрізняти головну і допоміжну площини зсуву, а також головний ϕ_0 і допоміжний ϕ_1 кути зсуву.

У відповідності зі сказаним процес стружкоутворення при різанні двохкромковим невільно ріжучим елементом можна представити як послідовні зсуви елементів стружки уздовж сторін двохгранного кута *HFEDO* (рис. 4.39). У результаті цього поперечний переріз стружки здобуває форму трапеції, звуженої вгорі.



а) **б)**

Рисунок 4.38. Напрямку сходу стружки при невільному різанні: *а – із прямолінійними різальними кромками; б – із закругленням вершини*

Кінематичний аналіз такої схеми невільного стружкоутворення показує, що виходячи з умови суцільності утворюваної стружки, напрямки зсувів на головній і допоміжній площинах зсуву повинні бути паралельними один одному, тобто вектор швидкості зсуву повинен бути паралельний ребру *OE* згаданого двогранного кута (див. рис. 4.39). Звідси випливає наступна залежність між кутами зсуву ϕ_0 і ϕ_1 (рис. 4.40):

$$\frac{tg\phi_1}{tg\phi_0} = tg\psi_1 . \qquad (4.18)$$

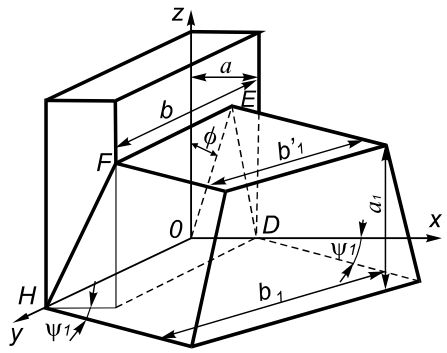


Рисунок 4.39. Схема стружкоутворення при невільному різанні*: а — товщина зрізуваного шару; a_1 — товщина стружки; b — ширина зрізуваного шару; b_1 — ширина стружки, виміряна на контактній її стороні; b_1' – ширина стружки, виміряна на верхній (вільній) її стороні; ψ_1 – кут сходу стружки*

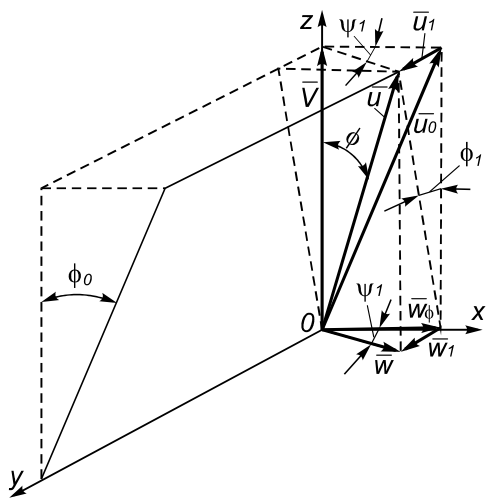


Рисунок 4.40. Схема розміщення швидкостей зсуву при невільному прямокутному різанні

Формула (4.18) показує, що при невільному різанні допоміжний кут зсуву пов'язаний з головним кутом зсуву через кут сходу стружки ψ_1. Тому, щоб визначити степінь деформації при невільному різанні, необхідно, крім головного кута зсуву, указати також допоміжний кут зсуву або кут сходу стружки. Тоді коефіцієнт усадки при невільному різанні визначається за формулою І.А.Тімме:

$$K_L = \frac{\cos(\phi - \gamma_{\text{стр}})}{\sin\phi}, \tag{4.19}$$

де ϕ — результуючий кут зсуву, пов'язаний з кутами ϕ_0 і ϕ_1 залежністю:

$$tg\phi = \sqrt{tg^2\phi_0 + tg^2\phi_1}\ . \tag{4.20}$$

Дослідження балансу сил при невільному різанні показує, що кут сходу стружки визначається рівновагою сил, що діють на неї з боку головної і допоміжної площин зсуву. Величини цих сил залежать від довжин робочих ділянок головної і допоміжної різальних кромок. Отже, кут сходу стружки залежить від співвідношення довжин різальних кромок і кута між ними. Ця залежність, що випливає з умов рівноваги, має такий вигляд:

$$sin\,2\psi_1 = i\,sin\,\varepsilon, \tag{4.21}$$

де ψ_1 – кут між напрямком сходу стружки і площиною, нормальною до найбільшої різальної кромки; i – відношення довжини найменшої різальної кромки до найбільшої; ε – кут між різальними кромками.

Для більш складних випадків невільного різання криволінійними різальними кромками або їхніми комбінаціями із прямолінійними можна визначати напрямок сходу стружки перпендикулярно до лінії, що з'єднує точки входу і виходу різальних кромок із контакту зі зрізуваним шаром (рис.4.38) [33].

Якщо різальна кромка, що працює в умовах невільного різання, нахилена ще й на кут λ, то сумарний кут сходу стружки $\psi_1 + \psi_2$ визначається шляхом розв'язання наступного рівняння:

$$(\arcsin i)\cdot\sin\varepsilon = \text{arctg}[\text{tg}\lambda\cos(\psi_1+\psi_2) + \text{tg}\,\gamma_{\text{стр}}\sin(\psi_1+\psi_2)].$$

4.7. Схема утворення елементної стружки

Дослідженнями спотворення ділильної сітки у зоні стружкоутворення при обробленні малопластичних і крихких матеріалів установлено, що перш ніж відбудеться руйнування по площині сколювання *mn* (рис. 4.41), в об'ємі майбутнього елемента стружки виникають значні деформації стиску, що викликають течію матеріалу зрізуваного шару уздовж і перпендикулярно різальній кромці інструмента. З урахуванням цього, перетворення зрізуваного шару в

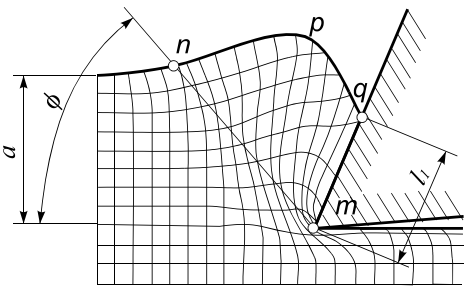


Рисунок 4.41. Спотворення ділильної сітки в елементі стружки [30]

елемент стружки відбувається у такий спосіб (рис. 4.42). При переміщенні інструмента на відстань Δl його передня поверхня деформує об'єм матеріалу, обмежений паралелограмом M_0MNN_0. Коли напруження стиску перевершать границю плинності деформованого матеріалу, почнеться його переміщення по передній поверхні леза інструмента і точка M_0 співпаде не з точкою K, як це буває при утворенні зливної стружки, а із точкою Q. Одночасно сторона M_0N_0 паралелограма коротшає до QP. В результаті елемент зрізуваного шару M_0MNN_0 перетворюється в елемент стружки $MNPQ$. Коли запас пластичності оброблюваного матеріалу буде вичерпаний, починається його руйнування по площині сколювання, і сколений елемент переміщається нагору по передній поверхні леза інструмента. Чим більше степінь деформації зрізуваного шару, тим більше форма елемента стружки у вигляді трапеції $MNPQ$ наближається до трикутного. При цьому сторона MN елемента стружки одержує значно більше розширення, чим при утворенні зливної стружки.

Досягнення в області механіки суцільних середовищ дозволили вивчити процес різання крихких матеріалів з позиції теорії руйнування або тріщиноутворення [31]. Як встановлено, при втискуванні різального леза у тверде тіло біля його вершини в оброблюваному матеріалі з'являються мікротріщини, що поширюються у напрямку вектора швидкості і переходять у макротріщину критичної довжини (рис. 4.43).

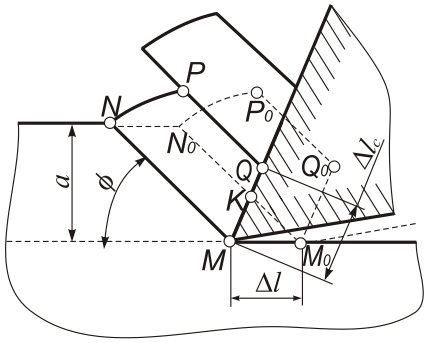


Рисунок 4.42. Схема перетворення зрізуваного шару в елемент стружки

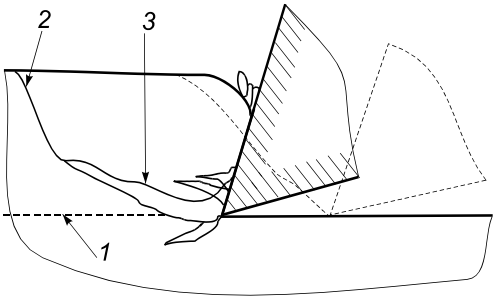


Рисунок 4.43. Схема стружкоутворення при різанні крихких матеріалів

На першому етапі стружкоутворення відбувається безперервне підвищення сили різання, що забезпечує розвиток провідної тріщини 3. Воно триває доти, поки на формування елемента стружки не почнуть чинити вплив напруження згину, що приводить до швидкого падіння сили різання і відриву елемента по поверхні сколювання 2. На другому етапі відбувається зачищення поверхні різання 1, що характеризується відривом більш дрібних часток стружки за описаною схемою. Тому різання з утворенням стружки надлому часто супроводжується виділенням металевого пилу. Якщо розвиток основної тріщини йде нижче поверхні різання, то другий етап не спостерігається.

Мікрофотографування зони стружкоутворення дозволило виявити утворення тріщин попереду різця тільки при обробленні крихких матеріалів, тоді як при різанні пластичних – їх виявити не вдалося.

4.8. Особливості стружкоутворення при нано-обробленні

Дослідження процесу надточного оброблення у сучасному машинобудуванні спонукало динамічний розвиток якісно нового способу оброблення різанням, що називається мікро-різання, іноді – нано-різання. Особливістю цього процесу є розмірний діапазон параметрів, що беруть у ньому участь. Значення товщини зрізуваного шару *a*, як правило, менше 1 мкм, а іноді навіть менше 1 нм. Радіус закруглення різальної кромки знаходиться у межах 15...45 нм. У процесах мікро і нанорізання реальне видалення (зняття) матеріалу деколи обмежується приповерхневим шаром, товщина якого може складати декілька атомів чи атомних шарів. Основними напрямками досліджень процесу мікро (нано)-різання є:

- встановлення співвідношення між товщиною зрізуваного шару і радіусом закруглення різальної кромки, якою виконується різання, і його роль у механіці процесу деформації і формуванні поверхні;
- аналіз тепловиділення у районі дії леза.

Дослідження мікро-різання проводяться як експериментально, так і з використанням комп'ютерної симуляції. Беручи до уваги масштаб об’єму пластичних деформацій, експерименти виконуються на надточному, мініатюрному токарному верстаті, у якого різальний інструмент додатково оснащається скануючим мікроскопом [22].

Експериментальні дослідження виявили, що однією із принципових відмінностей процесів нанорізання є трансформація механізмів руйнування при стружкоутворенні. При *a* менших, чим радіус округлення кромки ρ реалізується, як правило, пластичний режим стружкоутворення навіть для крихких матеріалів. Це відбувається через великий гідростатичний тиск й температуру в області вершини леза, через що у цій зоні крихкі матеріали в системах нанорізання можуть себе вести як пластичні.

Комп'ютерна симуляція проводиться із використанням методу *ARMD* [25] (*area-restricted molecular dynamics*), що вважається одним з основних, застосовуваних для перенесення даних з атомного рівня до реального масштабу.

На рисунку 4.44, а представлена модель різання монокристала міді лезом з монокристала алмазу для прийнятих розмірів заготовки $6a \times 34a \times 2a$, де a – константа атомної решітки міді. Процес утворення стружки, отриманий за допомогою комп'ютерної симуляції з використанням атомарної моделі, показано на рисунку 4.44, б. Установлено, що для прийнятих умов досліду мінімально допустима товщина зрізуваного шару, виміряна з технічно досяжною точністю, становить близько 1 нм, що складає 1/20–1/10 радіуса закруглення кромки, якою виконується різання.

Незважаючи на мікроскопічні перетини зрізуваного шару, температура, виміряна під час мікро-різання міді, доходила до 300ºС. Вимірювання розподілу теплової енергії у процесі пластичних деформацій показало (рис. 4.44, в), що відсоток енергії, витраченої на деформацію матеріалу і тертя під задньою поверхнею леза, не дивлячись на його практично ідеальну гостроту, набагато більший, ніж при макро-різанні.

Модель *ARMD* [25] ортогонального мікро-різання кристала міді, виконуваного алмазним лезом із ρ=3 нм, a=1 нм і V= 20 м/с, представлена на рис.4.45,а. У моделі заготовки виділено три зони атомів. ***Граничні атоми*** підтримують правильну симетрію решітки, знижують вплив обмежень заготовки. Шар **ньютоновских атомів** примушується рухатись силами тиску з боку інструмента, обумовленими рівняннями руху Ньютона. **Термостатичні атоми** моделюють теплопровідність. Вони оточують ньютонівські атоми для того, щоб температуру границь моделі наблизити до температури

навколишнього середовища. Алмазний різець приймається як абсолютно тверде тіло із незмінними відстанями між його атомами під час процесу різання.

Симуляція для різних умов різання, що базувалась на моделюванні руху дислокації у смугах ковзання (рис.4.45,б), дає результати, подібні тим, що отримано під час дослідів по мікро-різанню на спеціальних верстатах. Встановлено, що у зоні стружкоутворення при $a < \rho$, крихка кристалічна фаза заготовки (наприклад, кремнію) у результаті надзвичайно високих стискаючих напружень може трансформуватися в аморфну, створюючи передумови для пластичного режиму. Дослідження за допомогою *ARMD* теоретично вказують на важливу роль критичних співвідношень a/ρ як факторів, що керують переходом від крихкого до пластичного режиму процесу і можливості при цьому досягнення шорсткості порядку $R_a \approx 1$ нм.

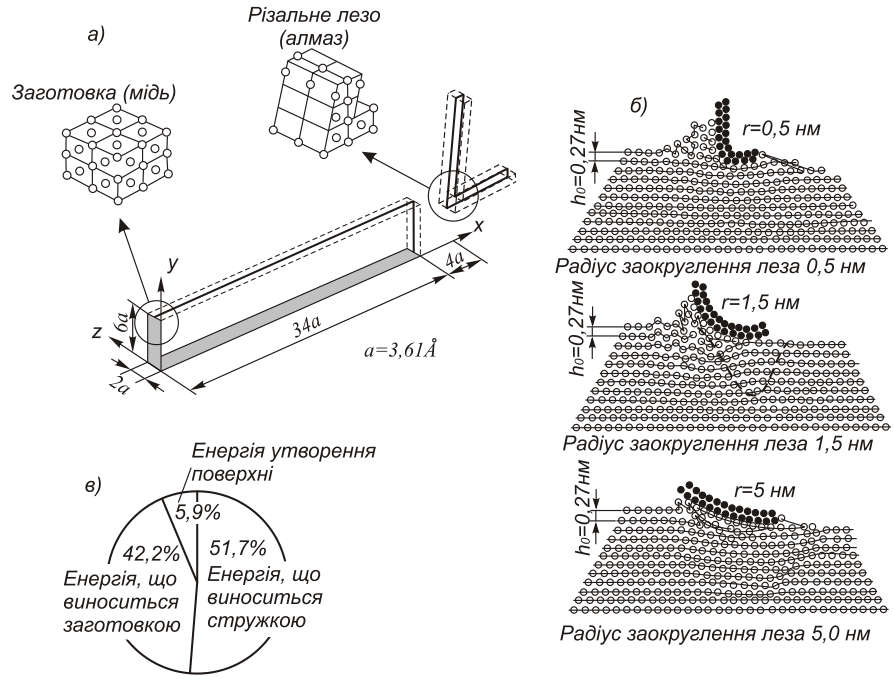


Рисунок 4.44. Протікання процесу різання кристала міді [23], [24]: *а) модель різання, б) вплив радіуса закруглення кромки, в) розподіл енергії в області пластичних деформацій*

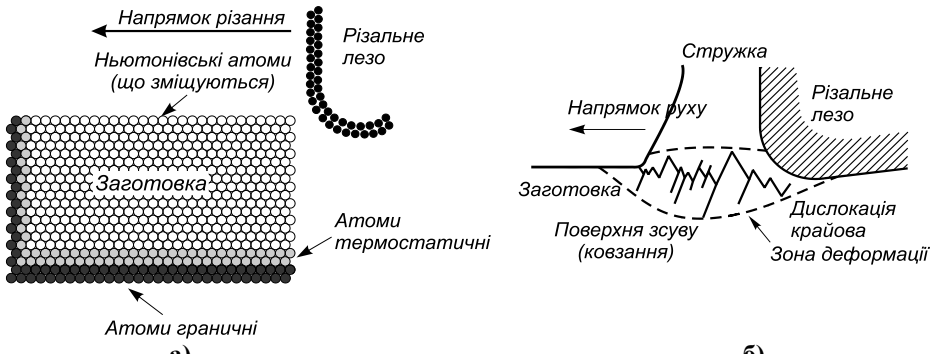


Рисунок 4.45. Застосування методу молекулярної динаміки до моделювання процесу різання [22] [25]: *а) вихідна модель процесу; б) рух дислокації у зоні ковзання*

4.9. Методи моделювання процесів деформації при різанні пластичних матеріалів

Однією із проблем теорії різання металів, що безпосередньо впливає на якість вирішення ряду практичних задач, пов'язаних з дією силових і теплових факторів процесу різання, є визначення взаємозв'язку між параметрами зон стружкоутворення і контакту стружки з інструментом. Спроби аналітичним шляхом виявити закономірності між ними для широкого діапазону зміни умов оброблення успіху не мали [37].

Більш успішними виявилися експериментальні дослідження даної проблеми. Дослідним шляхом встановлено, що для досить широкого діапазону зміни режимів різання при постійних куті сходу стружки і оброблюваному матеріалі між умовним кутом зсуву ϕ і кутом дії ω має місце кореляційний зв'язок [16, 33]. Часто цей зв'язок зберігається не тільки для групи оброблюваних матеріалів, але і для діапазонів кутів сходу стружки, які відповідають практично використовуваним умовам оброблення.

Серед формул, що одержали найбільше поширення, можна відзначити:

– формулу К. А. Зворикіна $2\phi + \omega = C$; (4.22)

– формулу *M. Merchant* $\phi = \pi/4 - \omega/2$; (4.23)

– формулу *P. Oxley* $\phi = 50° - 0{,}8\omega$ та ін. (4.24)

М.М. Зорєвим [16] була виконана експериментальна перевірка восьми з найбільш відомих у літературі формул для теоретичного визначенні кута зсуву ϕ, але жодна з них не дала задовільного результату у широкому діапазоні зміни швидкості різання. Це дало йому підстави заявити, що «*...створення теоретичних формул процесу різання неможливо без урахування впливу швидкості деформації і властивостей оброблюваного матеріалу...*».

Було показано, що кут зсуву безпосередньо залежить від чотирьох факторів: кута дії, переднього кута, властивостей оброблюваного матеріалу і швидкості різання. Вплив трьох останніх факторів хоч і менше впливу кута дії, але проявляється у змінності констант у формулах (4.22)…(4.24). При дуже високих швидкостях різання всі ці формули наближаються до виразу $2\phi + \omega = \pi/2$, що неминуче випливає з теоретичної схеми з єдиною площиною зсуву.

В останніх роботах [38] запропоновано формулу для опису зв'язку між ϕ і кутом дії ω, що враховує властивості оброблюваного матеріалу:

$$tg(\phi + \omega) = 1 + \pi/2 - 2\phi - C \cdot n \ ,$$

де C – постійна в емпіричному рівнянні для швидкості деформації:

$$\dot{\varepsilon}_\phi = \frac{C \cdot V_\phi}{l_\phi} \ ,$$

де $\dot{\varepsilon}_\phi$ – максимальна швидкість деформації зсуву у площині зсуву; V_ϕ – швидкість зсуву; l_ϕ – довжина площини зсуву; n – показник степеню, що визначає криву напруження-деформації при випробуваннях на розтяг для заданих значень рівня деформації і температури.

Як видно, для використання зазначеної теоретичної формули потрібно провести не менш трудомісткі експерименти, чим при різанні. Тому в аналогічну формулу:

$$\phi = i - \omega \ , \tag{4.25}$$

де $i = (i_0 - 6) \cdot a^{-0,05}$, був введений експериментальний коефіцієнт i_0, постійний для груп оброблюваних матеріалів (табл. 4.2) [33].

Таблиця 4.2. Значення параметра i_0 для різних груп оброблюваних матеріалів [33]

Група оброблюваних матеріалів	i_0 у градусах
Вуглецеві сталі:	
– із вмістом вуглецю до 0,15 %	40
– із вмістом вуглецю від 0,15 % до 0,25%	45
– із вмістом вуглецю понад 0,25 %	50
Хромисті сталі	51
Хромомолібденові і хромовольфрамові сталі	52
Нержавіючі і жароміцні сталі	53
Жароміцні сплави на нікелевій основі:	
– R_m< 1000 МПа	53
– R_m = 1000…1150 МПа	55
– R_m > 1150 МПа	56
Титанові сплави деформовані:	
– підвищеної пластичності R_m < 600 МПа	68
– середньої міцності R_m = 600…1000 МПа	75
– високої міцності R_m = 1000…1500 МПа	73
– жароміцні R_m = 950…1250 МПа	72
– багатокомпонентні деформовані титанові сплави	70
Алюмінієві сплави	40
Мідь, бронза, латуні	40

Не дивлячись на наявні недоліки, всі наведені формули правильно виражають зв'язок між кутом дії і степенем пластичної деформації матеріалу при різанні: ***при збільшенні кута дії*** ω***, як виходить з формули (4.22), кут зсуву*** ϕ ***повинен зменшуватися, а значить коефіцієнт усадки стружки*** K_L ***– збільшуватися*** (див. (4.11)). Для зручності це можна представити наступним рядом:

$$\omega \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow K_L \uparrow . \tag{4.26}$$

Однак, слід зазначити, що всі співвідношення між кутом зсуву і кутом дії зв'язують між собою дві невідомих змінні величини: ϕ і ω. У цьому сенсі дані співвідношення не є однозначним рішенням задачі про нахил і розміри зони деформації. Для цього деякими дослідниками були висунуті додаткові гіпотези. Основною їхньою метою було знаходження якого-небудь явища зони різання, що у своєму розвитку має ті або інші характерні стадії або закономірності. Тоді досягнення такого стану і дасть можливість установити значення всіх параметрів, які його описують. До таких явищ або принципів відносилися: варіаційний принцип або гіпотеза про мінімум енергії [39], метод побудови полів ліній ковзання [19], рівняння балансу теплової і механічної енергії [33], положення про мінімум збільшення ентропії [11] та ін.

В останніх дослідженнях [38] запропоновано метод, що використовує принцип конвергенції і рівноваги сил, що діють у зоні первинної пластичної деформації, а також між стружкою і передньою поверхнею. Схожий підхід використовувався в [40], де запропоновано застосовувати властивість системи різання або адекватної їй аналітичної моделі приходити у стан мінімальної енергетично стійкої рівноваги при випадковій зміні умов контакту. Деякий із параметрів моделі цієї системи: середній коефіцієнт тертя μ, кут зсуву ϕ або інший, вводиться як початкове наближення («збурення») стану моделі системи різання. У ході обчислювального ітераційного циклу визначається більш точне значення введеного параметра, що приймається за нове початкове наближення. Адекватна аналітична модель через декілька «коливань» – ітерацій приходить до стійкого значення, що і буде відповідати дійсному стану системи різання. Перевірка показала перспективність таких підходів для аналітичного прогнозуючого визначення параметрів зони різання.

Більш інформативним способом аналізу деформаційних процесів у зоні різання є метод скінченних елементів (МСЕ). Використовуючи стандартні або спеціальні програмні пакети комп'ютерного моделювання МСЕ можна вирішити плоску (рис.4.46, 4.47) або об'ємну (рис.4.48, 4.49) задачі розрахунку напруженого, деформаційного або температурного полів у стружці, заготовці або різальному інструменті. При цьому може використовуватися будь-яка форма передньої поверхні, чого аналітичне моделювання врахувати не може.

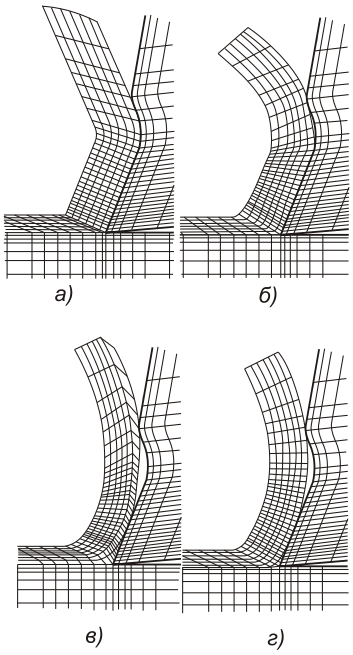


Рисунок 4.46. Плоска сітка скінченних елементів зони різання та її зміна у ході покрокового переміщення інструмента [42] *(а– початковий стан, б – після 2-х переміщень-ітерацій, в – після 4-х переміщень-ітерацій, г – сталий стан)*

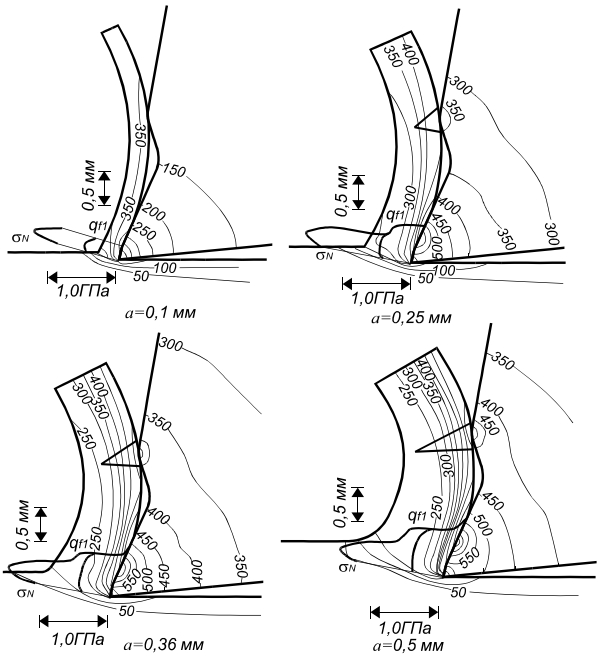


Рисунок 4.47. Напружене поле у стружці, інструменті і заготовці при різанні інструментом з лункою на передній поверхні при різних товщинах зрізуваного шару [42]

Незалежно від застосовуваних програм, задача моделювання вирішується двома способами:

1. До сітки скінченних елементів інструмента прикладаються контактні напруження або теплові потоки, які на нього діють у реальних умовах різання. Це дає можливість розрахувати напружено-деформоване і температурне поля у тілі інструмента.

2. Сітці скінченних елементів інструмента надаються покрокові зсуви-переміщення відносно заготовки і стружки, що імітують рух різання. У результаті дії леза інструмента у деяких вузлах сітки заготовки виникають напруження, що перевищують границю плинності, і у них відбувається пластична деформація, зсуви і рух стружки по передній поверхні (див.рис.4.46). У такий спосіб вдається визначити напружено-деформоване поле у стружці і заготовці (див.рис.4.47, 4.49), зімітувати процес утворення стружки (див.рис.4.48) та ін.

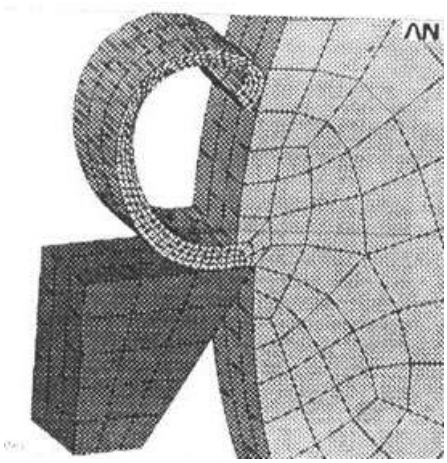


Рисунок 4.48. Об'ємна скінченно-елементна модель зони різання [41]

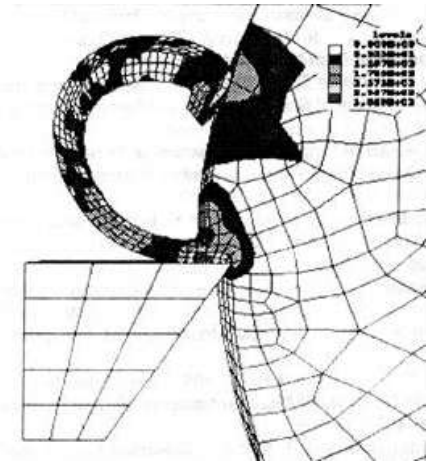


Рисунок 4.49. Розподіл напружень в об'ємних елементах стружки і заготовки[41]

Однак, як видно з викладеного, у першому випадку потрібно знати контактні напруження на поверхнях інструмента, а у другому – умови тертя, при яких стружка і поверхня різання переміщаються по своїх контактних поверхнях.

Тобто деформаційні процеси у зоні різання нерозривно пов'язані з контактними процесами між інструментом, стружкою і поверхнею різання. Всі ці явища вивчає **ТРИБОЛОГІЯ РІЗАННЯ.**

4.10. Трибологія процесу різання матеріалів

Процес тертя на робочих поверхнях інструмента має як подібні риси, так і відмінності із процесом ковзання будь-яких твердих металічних поверхонь. Щоб зрозуміти розбіжності між цими процесами, необхідно спочатку розглянути загальну механіку тертя ковзання.

За винятком певних площин спайності кристалів тверді поверхні мають просторові дефекти, які перевищують за розмірами атомні відстані. При накладенні однієї поверхні на іншу дійсна площа контакту A_r зазвичай становить незначну частину від ідеальної (номінальної) площі A_a (рис. 4.50). Контактування відбувається по окремих

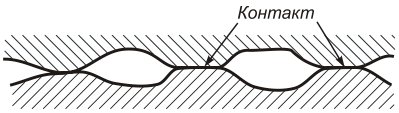


Рисунок 4.50. Схема контактування двох шорстких поверхонь

виступаючих нерівностях. При збільшенні навантаження на поверхні, що з'єднуються, площа контакту збільшується – спочатку за рахунок пружних деформацій. Однак уже при незначному подальшому зростанні навантаження деформація нерівностей стає пластичною, і площа контакту A_r збільшується прямо пропорційно прикладеному навантаженню N, незалежно від реальної або ідеальної площі поверхонь. Таким чином:

$$A_r = \frac{N}{R_{eH}},$$

Сила тертя у цьому випадку є силою, необхідною для розділення або пластичного деформування площадок фактичного контакту на вершинах виступів. Вона також зростає прямо пропорційно нормальній силі. Їх відношення є величиною приблизно постійною і називається коефіцієнтом тертя. Таким чином, уявлення про ковзання, **зовнішнє тертя** і коефіцієнт тертя застосовні для вирішення багатьох практичних задач, у яких напруження на поверхнях малі у порівнянні із границею плинності контактуючих матеріалів.

Коли нормальна сила зростає до величини, при якій фактична площа контакту становить більшу частину номінальної, то фактична площа контакту більше не зростає пропорційно навантаженню. У граничному випадку, коли дві поверхні контактують по всій площі, фактична площа контакту не залежить від нормальної сили. У цьому випадку сила тертя, необхідна для відносного переміщення поверхонь, дорівнює силі, необхідній для деформування менш твердого поверхневого шару по всій площі (**внутрішнє тертя-зсув**). Величина цієї сили майже не залежить від нормального навантаження, але прямо пропорційна номінальній площі контакту – тобто, не відповідає залежності, обумовленої класичною теорією тертя.

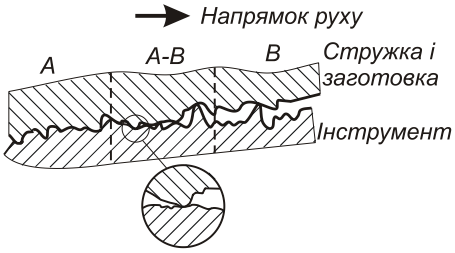


Рисунок 4.51. Умови тертя на різних ділянках контакту між стружкою і передньою поверхнею інструмента

Численними дослідженнями контактної зони при різанні встановлено, що на різних її ділянках є умови як для зовнішнього тертя (ділянка В, рис.4.51), зварювання і внутрішнього зсуву (ділянка А, рис.4.51) і перехідної ділянки А–В, де ці умови існують одночасно. При таких умовах переміщення матеріалу заготовки по поверхні інструмента не може бути адекватно описане із застосуванням термінів «ковзання» і «тертя» у їхньому звичайному розумінні. Традиційне поняття коефіцієнта тертя непридатне для розгляду взаємозв'язку між силами, що виникають у процесі різання, з двох причин: по-перше – немає простої залежності між силами, нормальними і паралельними поверхні інструменту, і, по-друге – сила, паралельна поверхні інструменту, залежить від площі контакту, що є дуже важливим параметром процесу різання. Умови, при яких відбувається зчеплення або з'єднання двох поверхонь, розглядаються тут як умови схоплювання на відміну від умов ковзання на поверхні розподілу.

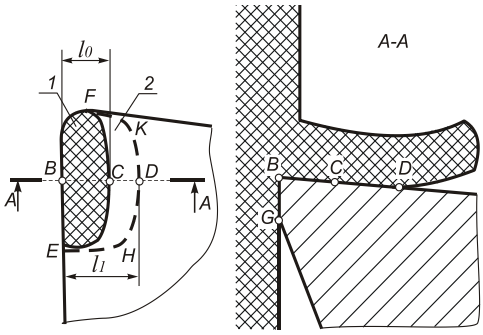


Рисунок 4.52. Схема контакту між стружкою і передньою поверхнею

Для спрощення прийнято вважати, що ділянка тертя на передній поверхні довжиною l_1 складається із двох частин: ділянки 1 – *BECF* пластичного контакту (рис. 4.52) довжиною l_0 і ділянки 2 – *EHDKFC* пружного контакту, де, судячи з візуальних спостережень, контакт переривчастий. На ділянці 1 розташований загальмований шар, у межах якого стружка рухається не по передній поверхні, а по загальмованому (привареному) шару, і опір, здійснюваний руху стружки, визначається опором зсуву у контактному шарі стружки з урахуванням температури цих шарів. На цій ділянці зовнішнє тертя ковзання відсутнє і заміняється більш енергетично вигідним – «внутрішнім» тертям між окремими шарами стружки. На ділянці 2 стружка контактує в умовах зовнішнього тертя ковзання і опір руху стружки визначається силою тертя між стружкою і передньою поверхнею інструмента.

Довжина площадки контакту залежить від переднього кута γ, товщини зрізуваного шару *a,* степеню деформації стружки, швидкості різання та інших факторів. Для її визначення використовуються формули багатьох авторів, серед яких найбільше застосування знайшли: модифікована формула Н.Г.Абуладзе [14]:

$$l_1 = aK_a^{0,1}[K_a(1-tg\gamma)+1/\cos\gamma] \ , \qquad (4.27)$$

а також подібна їй формула Ю.О.Розенберга [53, 54]:

$$l_1 = aK_a^{0,1}[K_a(1-tg\gamma)+2/\cos\gamma],$$

з яких видно, що l_1 зростає при збільшенні коефіцієнта усадки K_a, товщини a і зменшується при збільшенні кута γ. Установлено, що при збільшенні кута нахилу різальної кромки λ довжина контакту також зменшується.

Відношення l_0 / l_1 при обробленні звичайних конструкційних матеріалів найчастіше становить 0,5 і не перевищує 0,7 [1, 16]. Однак за певних умов довжина пластичного контакту може поширитись на всю довжину контакту, тобто наступить, як би "герметизація" зони різання. Таке припущення підтверджують досліди по різанню у вакуумі [34]. У зв'язку з відсутністю достатньої кількості парогазового середовища по довжині контакту взаємодіють очищена від окисних плівок і вторинних структур поверхня інструмента та ювенільна поверхня стружки. У результаті контактну поверхню інструмента по всій довжині покриває суцільний шар оброблюваного матеріалу. І навпаки, при дуже малих швидкостях та із застосуванням мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ (МОТС) пластичний контакт практично відсутній. Результати, отримані при обточуванні сталі 12Х18Н10Т зі швидкостями менше 1 м/хв., показали, що застосування МОТС приводить до ліквідації пластичного контакту при зменшенні довжини загального контакту у 1,5–2,5 рази.

Товщина загальмованого шару стружки лінійно залежить від довжини зони пластичного контакту (рис.4.53) [34]. Це можна пояснити тим, що зі збільшенням довжини пластичного контакту відповідно зростає час проходження стружки через цю область і, як наслідок, обсяг металу, підданого деформації.

Останніми дослідженнями [34, 36] встановлено визначальний вплив на контактні процеси саме перехідної зони *A–B* (див. рис. 4.51), де існує рівновага між напруженнями зсуву внутрішніх шарів стружки і міцністю на зріз адгезійних зв'язків між стружкою і матеріалом інструмента. Вплив будь-якого фактора процесу різання миттєво приводить до порушення цієї рівноваги, зміщення перехідної зони у той або інший бік, зміні довжини контактної площадки, а потім і всіх параметрів, з нею пов'язаних.

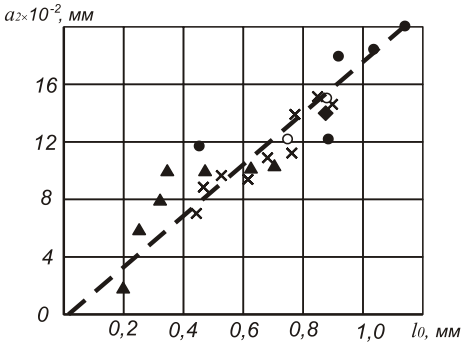


Рисунок 4.53. Залежність товщини пластичної зони a_2 від довжини пластичного l_0 контакту при обточуванні сталі 12Х18Н10Т: *S = 0,11–0,31 мм/об; V= 10–150 м/хв., ● – без МОТС; ○– 5%-а емульсія; ▲ –сульфофрезол; × – рідина НИИАТ*

Складний характер контакту на передній поверхні позначається на розподілі нормальних контактних напружень і питомих сил (напружень) тертя. Закони розподілу цих напружень визначаються експериментально за допомогою розрізного різця з косою лінією рознімання (рис.4.54).

При переміщенні різця у ході різання уздовж різальної кромки у контакт із правою, вимірювальною частиною різця вступають нові ділянки, якими стружка взаємодіє з передньою поверхнею. Це дає можливість побудувати епюри контактних навантажень, типовий вид яких для гострого різця зображений на рис.4.55.

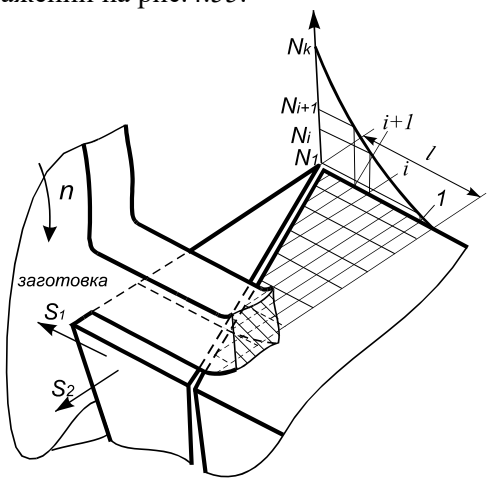


Рисунок 4.54. Схема визначення контактних напружень на передній поверхні розрізного різця [21]

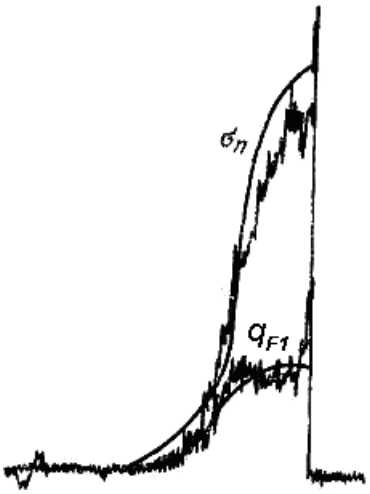


Рисунок 4.55. Осцилограми запису контактних навантажень при обробленні латуні Л62 [21]

Для прикладу на рис. 4.56 також наведені епюри нормальних σ_N і дотичних контактних напружень на передній q_{F1} і задній поверхнях q_{F2} інструмента з радіусом округлення різального кромки, отримані поляризаційно-оптичним методом [1, 35]. Епюра нормальних напружень неперервна для площадок контакту l_1 і l_2 передньої та задньої поверхонь, а епюри дотичних напружень на цих площадках індивідуальні. Однак всі існуючі методи експериментальних досліджень дозволяють одержати достові-

рний розподіл нормальних і дотичних напружень тільки на відстані більшій 0,15...0,2 мм від вершини леза. Крім того, наявність щілини у розрізного різця змінює умови контакту і тертя на передній поверхні, що впливає на контактні напруження. Тому форми епюр контактних навантажень, запропоновані різними авторами дещо відрізняються.

Вважається встановленим, що нормальні контактні напруження σ_N мають найбільшу величину біля вершини леза інструмента, монотонно спадаючи до нуля по мірі віддалення від неї (рис. 4.57). Це дало підставу М.М.Зорєву [16] описати дану залежність статистичною формулою виду:

$$\sigma_N = \sigma_m \cdot \left(\frac{l_1 - x}{l_1} \right)^n , \tag{4.28}$$

де $$n = 2 \cdot \left\{ \frac{l_1}{a \cdot K_a[\mu + tg(\phi - \gamma)]} - 1 \right\} \quad \text{і} \quad \sigma_m = q_N \cdot (n+1); \tag{4.29}$$

q_N – середнє нормальне контактне навантаження на передній поверхні;

x – відстань від вершини інструмента до заданої точки.

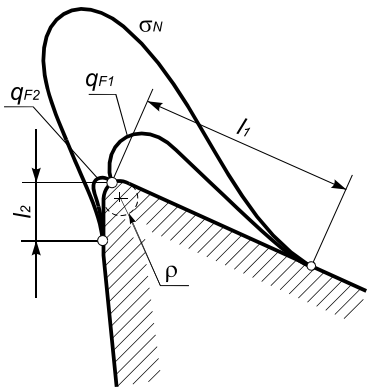


Рисунок 4.56. Епюра контактних напружень на передній і задній поверхнях інструмента

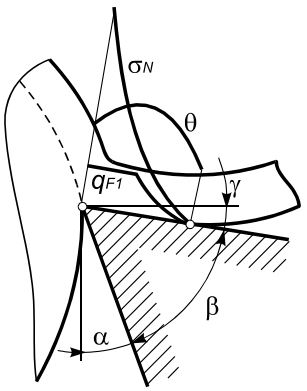


Рисунок 4.57. Схематичне зображення епюр нормальних і дотичних контактних напружень на передній поверхні [32]

Що стосується епюри дотичних контактних напружень (питомих сил тертя) q_{F1}, то їх прийнято вважати постійними на ділянці пластичного контакту (див. рис. 4.52 і 4.57) і рівними границі плинності на зсув матеріалу стружки (приблизно $0{,}6 \cdot S_b$ [11]). Якщо враховувати процеси зміцнення (на ділянці $\tilde{l}_0$, рис. 4.58) і температурного знеміцнення (ділянка $l_0 - \tilde{l}_0$) у зоні вторинних пластичних деформацій, то епюра дотичних напружень q_{F1} буде мати екстремальний характер, що підтверджується численними сучасними експериментами. На ділянці зовнішнього тертя дотичні напруження плавно зменшуються до нуля.

Підсумовуючи у межах площадки контакту нормальні контактні напруження (рис. 4.59), одержимо середню нормальну силу N_1. Підсумовуючи контактні питомі

сили тертя, одержимо середню силу тертя F_1. Тоді середній коефіцієнт тертя на передній поверхні, обчислений за законом тертя Амонтона, буде дорівнювати:

$$\mu = \frac{F_1}{N_1} = tg\beta_{тр} = tg(\omega + \gamma). \tag{4.30}$$

Таким чином, кут тертя $\beta_{тр}$ на передній поверхні пов'язаний з переднім кутом інструмента і кутом дії залежністю:

$$\beta_{тр} = \omega + \gamma \ . \tag{4.31}$$

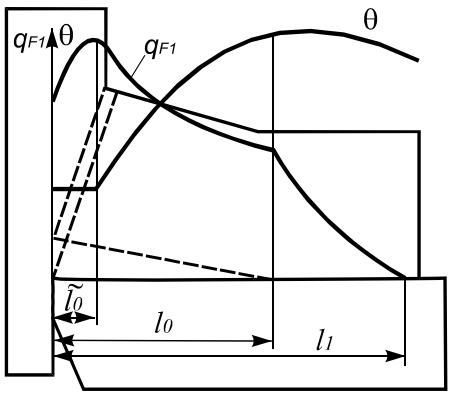


Рисунок 4.58. Форма епюри дотичних контактних напружень на передній поверхні, що враховує швидкість деформації і контактну температуру [7]

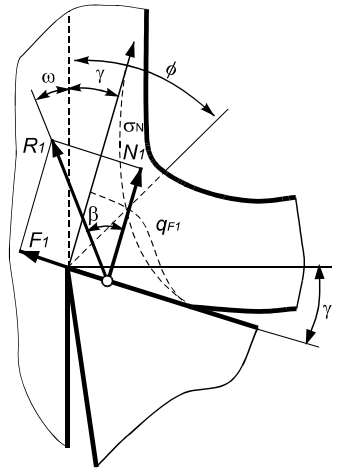


Рисунок 4.59. Схема сил, що діють на передній поверхні інструмента

Із формули (4.31) виходить, що при постійному передньому куті інструмента кут дії збільшується при зростанні середнього коефіцієнта тертя (або кута тертя $\beta_{тр}$). Підставивши значення кута дії з формули (4.31) у формулу Зворикіна (4.22), після перетворень одержимо:

$$2\phi + \beta_{тр} - \gamma = C \tag{4.32}$$

або

$$2\phi + arctg\,\mu - \gamma = C\,. \tag{4.33}$$

Таким чином, умови тертя на передній поверхні через кут дії впливають на деформаційні процеси, що відбуваються у зрізуваному шарі зони первинної пластичної деформації. Використовуючи (4.26), це може бути записано наступним виразом:

$$\mu\uparrow \Rightarrow \text{із формули Зворикіна } (2\phi\downarrow + \text{arctg}\mu\uparrow - \gamma = \text{const}) \Rightarrow \phi\downarrow \Rightarrow$$

$$\Rightarrow (\text{із формули Тімме}) \ K_L\uparrow$$

або у скороченому виді:

$$\mu\uparrow \Rightarrow \beta_{тр}\uparrow \Rightarrow \phi\downarrow \Rightarrow K_L\uparrow. \tag{4.34}$$

Дослідження процесів тертя на передній поверхні показали, що коефіцієнт тертя не є константою ні на ділянці пластичного, ні на ділянці пружного контакту

(рис.4.60). Тому його не можна ототожнювати ні з коефіцієнтом внутрішнього тертя при пластичній течії матеріалу, ні з коефіцієнтом зовнішнього тертя. Однак, наявність двох ділянок із різною природою контактної взаємодії дає можливість приблизно представити середній коефіцієнта тертя у вигляді двочлена [1]:

$$\mu = \frac{F_{1l_0}}{N_{1l_0}} + \frac{F_{1(l_1-l_0)}}{N_{1(l_1-l_0)}},$$

де у чисельнику і знаменнику представлені сили, що діють на ділянках внутрішнього і зовнішнього тертя. Виразивши ці сили через середні напруження на відповідних ділянках $F_{1l_0} = \overline{q}_{F1l_0} l_0 b$, $N_{1l_0} = \overline{\sigma}_{Nl_0} l_0 b$ і $F_{1(l_1-l_0)} = \overline{q}_{F1(l_1-l_0)}(l_1 - l_0)b$, $N_{1(l_1-l_0)} = \overline{\sigma}_{N(l_1-l_0)}(l_1 - l_0)b$ будемо мати:

$$\mu = \frac{\overline{q}_{F1l_0}}{\overline{\sigma}_{Nl_0}} + \frac{\overline{q}_{F1(l_1-l_0)}}{\overline{\sigma}_{N(l_1-l_0)}} \quad \text{або} \quad \mu = \mu_a + \mu_0, \tag{4.35}$$

де μ_0 – за традицією називається коефіцієнтом зовнішнього тертя, а μ_a – складова середнього коефіцієнта тертя, обумовлена адгезійними процесами схоплювання і внутрішньої течії матеріалу стружки.

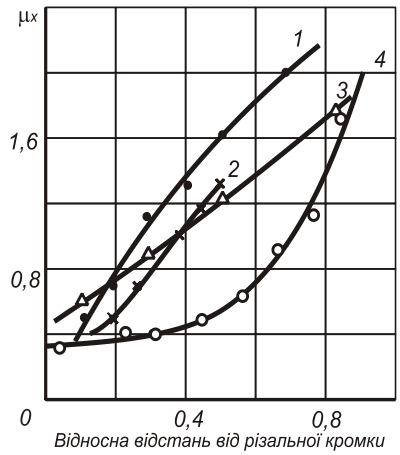


Рисунок 4.60. Графіки зміни коефіцієнта тертя μ_x за даними різних авторів [35]: 1 – М. Ф. Полетіки і М. Х. Утєшева, 2 – Г. С. Андрєєва і В. М. Заварцевої, 3 – В. Катвінкеля, 4 – Х. Такеями і С. Усуї

Оскільки величина, що знаходиться у чисельнику формули для μ_a, у першому наближенні, дорівнює границі плинності під час зсуву матеріалу стружки, то середній коефіцієнт тертя при різанні складається з постійної механічної складової μ_0 і змінної складової μ_a, зменшуваної при збільшенні контактного нормального напруження $\overline{\sigma}_{Nl_0}$. Через свою адгезійну складову середній коефіцієнт тертя реагує на зміни умов різання. Всі ті фактори, які зменшують адгезійну складову μ_a, знижують величину середнього коефіцієнта тертя.

На величину середнього коефіцієнта тертя і його складових крім механічних і теплофізичних властивостей оброблюваного та інструментального матеріалів основний вплив чинять передній кут інструмента, товщина зрізуваного шару (подача), швидкість різання, застосовувана МОТС та інші фактори

Величина середнього коефіцієнта тертя для пари тертя стружка – передня поверхня визначається схильністю до адгезійної взаємодії оброблюваного та інструментального матеріалів. Утворення інтерметалічних зв'язків між стружкою та інструментом перебуває у прямій залежності від здатності контактуючих матеріалів утворювати між собою хімічні сполуки і тверді розчини. Чим сильніші інтерметалічні зв'язки, що виникли у результаті дії сил адгезії між стружкою та інструментом, тим більший коефіцієнт μ_a і середній коефіцієнт тертя.

З підвищенням міцності оброблюваного матеріалу одночасно зростають і середні нормальні і середні дотичні контактні напруження, тому при постійній температурі

середній коефіцієнт тертя змінюється порівняно мало. Наприклад, при різанні без мастильно-охолоджувальної рідини при γ =20°, a=0,15 мм і V =0,2 м/хв. середні коефіцієнти тертя для таких різних матеріалів як мідь, сталі 10, 20Х, 1Х13, Х18Н9Т коливаються у межах 0,76...0,7 [16]

Інтенсивність адгезійного схоплювання інструментального матеріалу з оброблюваним багато у чому визначається схильністю першого до утворення на ньому під дією кисню повітря окисних плівок, що перешкоджають схоплюванню. Для інструментальних матеріалів, схильних до утворення більш міцних плівок, коефіцієнт адгезійного тертя μ_a і середній коефіцієнт тертя менші. У зв'язку із цим середній коефіцієнт тертя для однокарбідних сплавів більший, ніж для двокарбідних, а для швидкорізальної сталі більший, ніж для однокарбідних сплавів. Зі збільшенням у твердому сплаві вмісту карбідів титану середній коефіцієнт тертя зменшується. Найменший коефіцієнт тертя мають КНБ й алмаз.

Якщо різання проводиться із МОТС, що створює граничний мастильний шар, перешкоджаючий утворенню інтерметалічних з'єднань, а загальмований шар на передній поверхні практично відсутній, то вся площадка контакту складається із однієї ділянки пружного контакту (тобто $\mu_a = 0$ і $\mu = \mu_0$). У цьому випадку тертя між стружкою і передньою поверхнею є зовнішнім тертям, що підкоряється закону тертя Амонтона, де середній коефіцієнт тертя не залежить від σ_N, будучи константою для пари тертя: оброблюваний і інструментальний матеріали.

Якщо загальмований шар, що утворився, охоплює всю ширину площадки контакту, то зовнішнього тертя немає, і середній коефіцієнт тертя буде характеризувати процеси пластичної деформації, що відбуваються у контактному шарі стружки (тобто $\mu_0 = 0$ і $\mu = \mu_a$). Опір руху стружки у цьому випадку буде визначатися величиною дотичних напружень (границею плинності) у загальмованому шарі, рівною або пропорційною границі плинності матеріалу стружки під час зсуву, тобто величиною приблизно постійною. Тоді, приймаючи у формулі (4.35) $\bar{q}_{F1l_0} = const$, одержимо вираз для визначення середнього коефіцієнта тертя при наявності загальмованого шару у вигляді:

$$\mu = \mu_a = \frac{const}{\bar{\sigma}_{Nl_0}}.$$

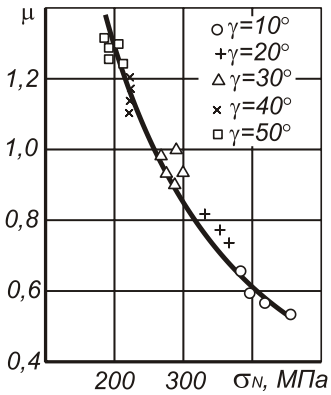


Рисунок 4.61. Вплив середнього нормального напруження на середній коефіцієнт тертя при вільному різанні на повітрі [16] *(20Х; b =10 мм; V= 0,7 м/хв.)*

З формули виходить, що зростання середніх нормальних контактних напружень зменшує середній коефіцієнт тертя. Як відзначалося вище, при різанні у більшості випадків має місце змішаний контакт: пружний і пластичний. Тому вплив σ_N на μ повинен бути менш сильним, чим у випадку повної відсутності пружного контакту. Але і у цьому випадку встановлена закономірність між σ_N і μ зберігається (рис. 4.61). Тому, при збільшенні товщини зрізуваного шару і зменшенні переднього кута, що викликають зростання середніх нормальних контактних напружень, середній коефіцієнт тертя зменшується.

$$a\uparrow\Rightarrow\bar{\sigma}_{Nl_0}\uparrow\Rightarrow\mu_a\downarrow\Rightarrow\mu\downarrow\Rightarrow\beta_{\text{тр}}\downarrow\Rightarrow\phi\uparrow\Rightarrow K_L\downarrow \quad (4.36)$$

$$\left.\begin{array}{l}\gamma\uparrow\Rightarrow \text{із формули Зворикіна } (2\phi\uparrow+\text{arctg}\mu-\gamma\uparrow=\text{const})\Rightarrow\phi\uparrow\uparrow\\ \gamma\uparrow\Rightarrow\bar{\sigma}_{Nl_0}\downarrow\Rightarrow\mu_a\uparrow\Rightarrow\mu\uparrow\Rightarrow\beta_{\text{тр}}\uparrow\Rightarrow\phi\downarrow\end{array}\right\}\Rightarrow K_L\downarrow \quad (4.37)$$

Прямий вплив росту швидкості різання на середній коефіцієнт тертя проявляється як у зменшенні μ_a через розм'якшення адгезійних зв'язків внаслідок підвищення температури у зоні контакту, так і у падінні μ_0, характерному для процесів тертя у широкому діапазоні зміни швидкостей тертя. Тобто має місце зв'язок, у який закладений вплив температури у зоні контакту:

$$V\uparrow\Rightarrow(\mu_a\downarrow \text{ і } \mu_0\downarrow)\Rightarrow\mu\downarrow\Rightarrow\beta_{\text{тр}}\downarrow\Rightarrow\phi\uparrow\Rightarrow K_L\downarrow . \quad (4.38)$$

Як установив М.М. Зорєв [16], якщо визначення середнього коефіцієнта тертя вести за фактичним переднім кутом γ_ϕ, утвореним загальмованим шаром, то залежність зміни коефіцієнта μ, розрахованого за формулою $\mu=\text{tg}(\omega+\gamma_\phi)$, має екстремум при температурі 300°С, при якій висота загальмованого шару і фактичний передній кут досягають максимуму (рис. 4.62). При цій температурі у зоні контакту створюються умови найбільш сильного адгезійного схоплювання.

Незважаючи на дуже великий тиск, створюваний стружкою на передній поверхні, навколишнє середовище і МОТС можуть проникати на більшу частину площадки контакту. Пояснюється це рядом обставин. Передня поверхня інструмента після загострювання і поверхня стружки покриті нерівностями, у результаті чого між ними немає суцільного контакту. Щойно утворена, хімічно чиста контактна поверхня стружки має винятково високу поверхневу і хімічну активність, що сприяє миттєвому проникненню під стружку мастильно-охолоджувальної рідини або навколишнього середовища. У результаті цього на частині площадки контакту утвориться граничний шар змащення (рис. 4.63) або плівки окислів, нітридів, гідридів і т.п. та встановлюється режим напівсухого тертя. Граничний мастильний шар *1* повністю або частково усуває дію сил адгезії, тому опір руху стружки по передній поверхні визначається не механічними властивостями оброблюваного матеріалу, а властивостями мастильно-охолоджувальної рідини або хімічного з'єднання, що утворилося. Частки МОТС у першу чергу проникають у ту частину ділянки контакту, де нормальні напруження невеликі, і тим самим зсувають ділянку пластичного контакту ближче до вершини леза інструмента, одночасно зменшуючи довжину площадки контакту.

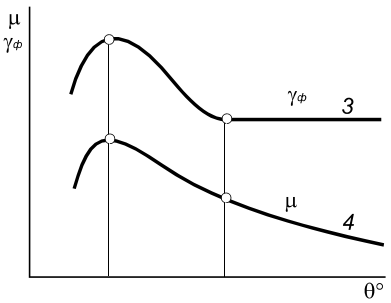


Рисунок 4.62. Вплив температури різання θ на фактичний передній кут γ_ϕ і середній коефіцієнт тертя μ

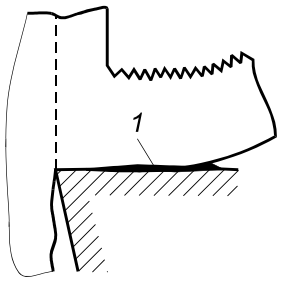


Рисунок 4.63 . Граничний мастильний шар на частині площі контакту передньої поверхні

При застосуванні МОТС на поверхні інструмента можуть утворюватись хімічні плівки (наприклад, вода, чотирьоххлористий вуглець та ін.) або проміжний мастильний шар (наприклад, мінеральне масло, олеїнова кислота, етиловий спирт і т.п.). В обох випадках це приводить до зниження середнього коефіцієнту тертя. Для прикладу, середні коефіцієнти тертя при різанні сталі 20Х ($\gamma = 20°$; $a = 0{,}2$ мм; $V = 0{,}75$ м/хв.) із різними МОТС [16]: 1) вода і олеїнова кислота – $\mu = 0{,}36$; 2) чотирьоххлористий вуглець – $\mu = 0{,}19$; 3) без рідини – $\mu = 0{,}77$.

При підвищенні температури на передній поверхні і нормального тиску ефект від застосування МОТС знижується і коефіцієнт тертя збільшується.

4.11. Наростоутворення при різанні матеріалів

Як указувалося в попередньому розділі, при високих температурах і тисках у зоні різання хімічно чисті (ювенільні) поверхні стружки та інструмента піддаються адгезійному схопленню — відбувається міцне приєднання частини контактного шару стружки до передньої поверхні інструмента і утворення загальмованого шару. У деяких випадках обтікання цього шару стружкою сприяє виникненню нових загальмованих шарів металу, які нарощуються один на одного, поки цей загальмований шар, названий **наростом**, не досягне максимально можливих за даних умов розмірів (рис. 4.64). Шорстка поверхня кожного нового загальмованого шару створює сприятливі умови для проникнення кисню повітря і його дифундування у поверхневі шари металу. Оксидні плівки зменшують тертя між стружкою і поверхнею наросту, тому кожен наступний загальмований шар стає коротше попереднього, що надає наросту клиноподібну форму.

Під наростом розуміють клиноподібну, відносно нерухому область оброблюваного матеріалу, розташовану на передній поверхні леза біля його різальної кромки. Наріст – складний за хімічним складом агрегатний стан металу із продуктів взаємодії оброблюваного та інструментального матеріалів і навколишнього середовища. Він складається із шарів сильно деформованого оброблюваного матеріалу із включеннями оксидів і карбідів оброблюваного та інструментального матеріалів, а також кобальту, що входить до складу твердого сплаву [43, 44].

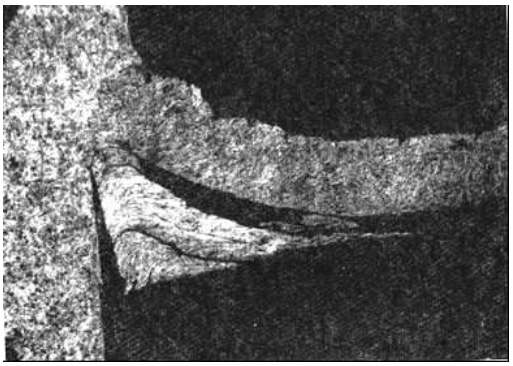


Рисунок 4.64. Мікрофотографія кореня стружки із наростом [1]

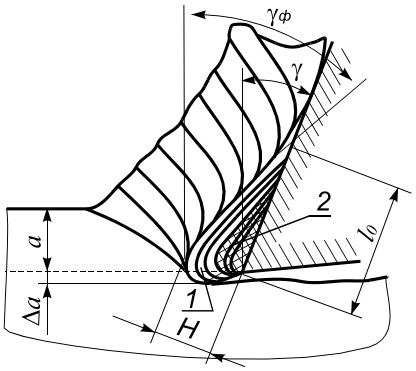


Рисунок 4.65. Схема будови і розміри наросту

Будова наросту досить складна (рис. 4.64, 4.65): основна його частина 2 — це

«третє тіло»[1] , міцно з'єднане з поверхнею інструмента, на яке нарощуються наступні шари стружки; інші частини наросту – 1, розташовані на основній, мають інше походження і є частиною застійної зони.

Вивчення впливу наросту і застійної зони на процес різання має велике практичне значення, тому що багато специфічних явищ, спостережувані при роботі складного багатолезового інструмента (протяжок, розверток, мітчиків і т.д.), неможливо зрозуміти без урахування впливу наросту і застійної зони.

Наприклад, при протягуванні можна забезпечити стійкий процес стружкоутворення при дуже малих товщинах зрізуваного шару, порядку 0,005 мм, незалежно від радіуса округлення різальної кромки, якщо наріст закриває собою округлену частину різального леза. При використанні активних МОТС наріст зникає і стабільна робота при таких тонких зрізуваних шарах стає неможливою.

Другим прикладом є застосування розверток з кільцевою задньою поверхнею, які не мають заднього кута. Подібні розвертки успішно працюють тільки за умов, коли утворюється наріст, що виступає над задньою поверхнею.

Третім прикладом є різке зменшення стійкості гвинтових циліндричних фрез (особливо, що працюють в умовах адгезійного зношування) при переході від помірних кутів нахилу різальної кромки ($\omega \leq 45°$) до дуже великих ($\omega = 70°$), що пов'язане зі зменшенням наросту при зміні напрямку сходу стружки.

За допомогою швидкісної кінозйомки встановлено, що у більшості випадків наріст — утворення нестабільне. При досягненні певної висоти його міцність виявляється недостатньою і він руйнується (рис. 4.66), причому частота зривів може досягати 3000…4000 раз за хвилину (при *V*=40...60 м/хв.). Руйнуванню наросту сприяє і те, що між наростом, стружкою і поверхнею різання з'являються зазори, у результаті чого він перестає перебувати в умовах рівноважного всебічного стиску. Зруйнований наріст частково виноситься стружкою, частково поверхнею різання.



Рисунок 4.66. Мікрофотографія (×120), що показує зрив верхньої частини наросту [32] (*сталь 30Х, V=0,067 м/с, а=0,149 мм*)

Разом з тим М.Ф.Полетикою [46] установлено, що, коли на передній поверхні інструмента створити спеціальну зміцнюючу негативну фаску або штучно вкорочену передню поверхню, то стружка сама формує штучне різальне лезо, що складається зі стійкого наросту на фасці і частини передньої поверхні.

Внаслідок високої твердості наросту (рис.4.67), він, виконуючи функції різального леза, деякою мірою захищаючи передню і задню поверхні інструмента від їх стирання стружкою і обробленою поверхнею. Це зменшує нагрівання леза і приводить до зменшення зношування інструмента, тобто до підвищення періоду його стійкості.

Через те що стружка сковзає не по інструменту, а по передній поверхні наросту, фактичний передній кут леза $\gamma_ф$ збільшується. У результаті степінь деформації, усадка

[1] «Третє тіло» — частинки, що утворюються в зоні контакту двох тіл тертя, що відрізняються від них складом і властивостями.

стружки і сили різання зменшуються (див. (4.37)). Розміри наросту залежать від співвідношення сил адгезії між загальмованим шаром стружки і передньою поверхнею леза інструмента та сил опору зсуву оброблюваного матеріалу: чим більше сила адгезії перевищує напруження зсуву, тим більше розміри наросту.

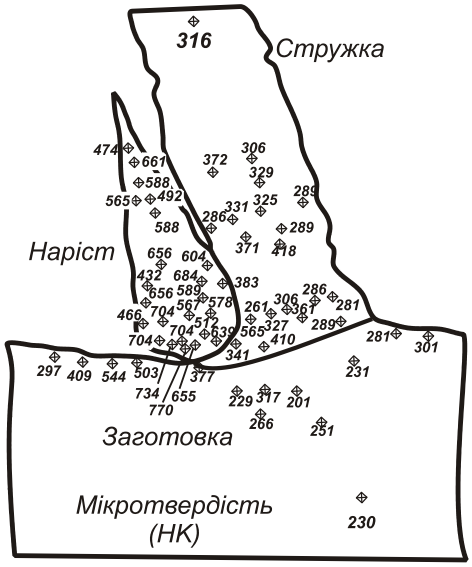


Рисунок 4.67. Мікротвердість наросту, стружки і заготовки [45]

Всі оброблювані матеріали можна розділити на матеріали: **не схильні до наростоутворення і схильні до нього**. До перших належать мідь, латунь, бронза, олово, свинець, більшість титанових сплавів, білий чавун, загартовані сталі, леговані сталі з великим вмістом хрому і нікелю; до других — конструкційні вуглецеві і більшість легованих сталей, сірий чавун, алюміній, силумін. Якщо матеріал схильний до наростоутворення, то розміри наросту H и l_0 (див. рис. 4.65) зростають при зменшенні твердості і підвищенні пластичності матеріалу.

Експериментально встановлено [17], що при найпоширеніших умовах різання сталей наріст має максимальну висоту при такому значенні швидкості різання, коли температура дорівнює θ=300°С, і зникає при значенні швидкості, коли температура досягає θ=600°С. Зменшення розмірів наросту при температурах більше 300°С пояснюється значним зниженням опору матеріалу наросту пластичному зсуву внаслідок його розм'якшення. По мірі збільшення швидкості різання (температури на передній поверхні) змінюються не тільки розміри наросту, але і його форма (рис.4.68).

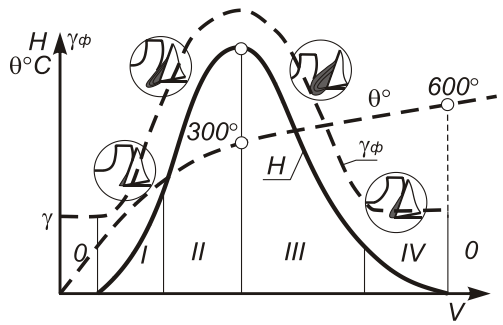


Рисунок 4.68. Залежність висоти наросту від швидкості різання: 0 – *наріст відсутній*, I...IV – *утворюється наріст різних видів*

При відносно низьких швидкостях різання і температурах утворюється наріст першого виду (див. рис. 4.68, зона I). Він має форму, близьку до трикутної, мало розвинений по висоті, має невеликий радіус округлення кромки леза. Задній кут наросту близький до нуля, тому він практично не виступає за задню поверхню інструмента. Передній кут наросту невеликий. Як наслідок, стружка, що сходить, контактує з передньою поверхнею інструмента за межами наросту. Структура наросту являє собою шари, майже паралельні передній поверхні (із замиканням кінців цих шарів на передній поверхні).

При більш високих швидкостях (див. рис. 4.68, зона II) утворюється наріст другого виду, значної висоти, з більшим переднім кутом і заднім кутом, що досягає 5...12°. Стружка постійно контактує з передньою поверхнею наросту, що прилягає до його вершини, а з іншою частиною – контакт переривчастий. Основа наросту, що прилягає до передньої поверхні, досить стабільна, а його верхня частина часто руйнується і виноситься стружкою або поверхнею різання.

З подальшим зростанням швидкості різання і температури цей наріст перетворюється у наріст третього виду (див. рис. 4.68,зона III). Його форма стає прямокутною або близької до трапецієвидної, має значну висоту. Дійсний передній кут різального леза найчастіше невеликий, іноді менше нуля ($\gamma_ф$=–5...15°). Наріст значно виступає за задню поверхню і захищає її від безпосереднього контакту з поверхнею різання. Фактично – це інструмент із укороченою передньою поверхнею. Над вершиною наросту розвивається застійна зона, а на стружці помітна вторинна деформація. Нарости такого виду найбільш стабільні, їхній зрив відбувається великими частками або повністю.

Нарешті, при ще більш високих швидкостях і температурах різання виникає наріст четвертого виду (див. рис. 4.68, зона IV), за формою і розташуванням близький до першого. За рахунок малої висоти і великого дійсного переднього кута стружка на деякій відстані від різальної кромки входить у щільний контакт із передньою поверхнею. Текстура такого наросту виражена слабко. Це – нестабільне утворення, що постійно змінюється. Руйнування його відбувається не за рахунок зриву, а шляхом постійного «стікання» з леза. При цьому наріст розмащується по поверхні різання і прирізцевій стороні стружки.

Лівіше першої зони і правіше четвертої наріст практично не утворюється, хоча загальмований шар існує.

На висоту наросту впливають також фізико-механічні властивості оброблюваного металу (пластичність і міцність), товщина зрізуваного шару, передній кут інструмента, умови охолодження і змащування у зоні різання і т.п. (рис. 4.69). Із рисунків видно, що чим менш пластичний матеріал (крива $НВ_2$, рис. 4.69, а), чим менша товщина зрізуваного шару ($a_1 > a_2 > a_3$, рис. 4.69, б) і чим більший передній кут ($\gamma_1 < \gamma_2 < \gamma_3$, рис. 4.69, в), тим менша висота наросту.

Характер розглянутих залежностей пояснюється умовами тертя стружки по передній поверхні інструмента і температурою у зоні різання. Всі фактори, що сприяють підвищенню температури різання, викликають зсув кривої вліво. Навпаки, фактори, що сприяють зменшенню тертя, приводять до зменшення $\theta°$, а отже і наросту, і крива зміщається вправо (рис. 4.69, в, г).

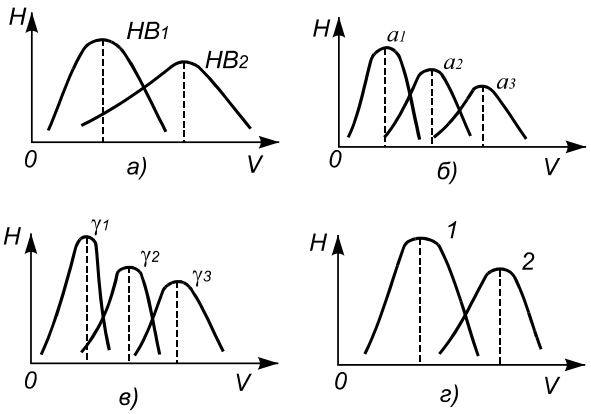


Рисунок 4.69. Вплив умов різання на висоту наросту

Із застосуванням МОТС (рис. 4.69, г) крива залежності *H = f(V)* переходить із положення 1 у положення 2. **Таким чином, при заданому оброблюваному металі і постійних умовах змащування розміри і форма наросту визначаються переважно температурою на передній поверхні леза інструмента.** Швидкість різання, товщина зрізу, передній кут впливають остільки, оскільки вони впливають на температуру різання [16, 17].

У зоні швидкостей різання, що відповідають максимальній висоті наросту, спостерігається різке збільшення шорсткості обробленої поверхні. При періодичному руйнуванні вершини наросту, зв'язаної зі зрізуваним шаром, на поверхні різання і обробленій поверхні утворюються

надриви і борозни, а частина наросту втискується в оброблену поверхню (рис.4.70). Все це збільшує шорсткість обробленої поверхні, і, таким чином, зона II швидкостей та температур різання (див. рис. 4.68) найменш сприятлива для чистового оброблення.

При збільшенні наросту, його руйнуванні і наступному зростанні відбувається періодична зміна фактичного переднього кута інструмента і, як наслідок, періодичні зміни сили різання. Тому у зоні режимів максимально розвиненого наросту можуть виникнути вимушені коливання (вібрації) системи різання із частотою, рівною частоті утворення і повного або часткового руйнування наросту.



Рисунок 4.70. Схема утворення шорсткості поверхні внаслідок зривів наросту

Через те, що вершина наросту нависає за вершиною леза інструмента, дійсна товщина зрізуваного шару стає більшою номінальної на величину Δa (див. рис. 4.65), що потрібно враховувати при настроюванні на розмір при чистовому обробленні.

Всі перераховані обставини роблять украй небажаним виникнення наросту при чистовому обробленні. Тому при обробленні матеріалів, схильних до наростоутворення, для усунення відзначених небажаних явищ необхідно:

1) працювати у такій зоні швидкостей, коли наріст не утворюється, наприклад, у зоні дуже низьких швидкостей різання. Однак це спричиняє зниження продуктивності оброблення. Тому вигідніше працювати у зоні високих швидкостей, коли утворений наріст не затримується на лезі інструмента;

2) знижувати шорсткість передньої поверхні різального інструменту, застосовуючи доведення при його загострюванні;

3) змінювати фізико-хімічні властивості поверхневих шарів контактних ділянок інструмента за рахунок нанесення тонкоплівкових покриттів або мікролегування;

4) по можливості, збільшувати передній кут леза γ. Наприклад, при $\gamma = 45°$ наріст майже не утворюється;

5) застосовувати МОТС, що зменшують тертя на передній поверхні леза інструмента;

6) зменшувати пластичність оброблюваного матеріалу за рахунок застосування спеціального термічного оброблення або використовувати сталі із присадками. Наприклад, застосування автоматної сталі зі зниженим вмістом марганцю і підвищеним вмістом сірки, а також нормалізація оброблюваних сталей дають можливість зменшити шорсткість обробленої поверхні.

4.12. Контактні явища на задній поверхні інструмента

Вивчення контактних навантажень на задній поверхні інструмента (ЗП) має велике значення. Так, В.А. Остаф'євим [8] установлено, що їхня присутність позитивно впливає на напружений стан різальної частини: підвищуються середні стискаючі

напруження у тілі інструменту, які попереджають появу небезпечних для інструментальних матеріалів напружень розтягу. Закон зміни дотичних напружень на задній поверхні визначає інтенсивність тепловиділення від тертя і температуру на ній [47]. В остаточному підсумку це все впливає на інтенсивність зношування у кожній точці контактної поверхні [48].

Відповідно до існуючої класичної схеми [33, 35, 47], ділянка контакту по ЗПІ складається із трьох частин (рис. 4.71): перехідної поверхні заокруглення *KE*, плоскої фаски *EM* і частини задньої поверхні *MN*, контакт із якою визначається величиною пружного відновлення поверхні різання після проходження плоскої фаски. Довжина першої ділянки залежить від положення точки *K* на округленій різальній кромці. Вона розділяє потоки матеріалу на стружку і поверхню різання. Найбільше поширення одержала гіпотеза, що цією точкою є точка дотику площини зсуву до дуги заокруглення різальної кромки радіусом ρ. На основі цієї гіпотези одержана геометрична формула для розрахунку загальної довжини ділянки контакту [33]:

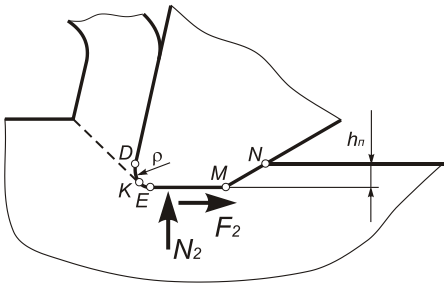


Рисунок 4.71. Схема контакту задньої поверхні з поверхнею різання

$$l_2 = 1{,}25\rho \cdot \sqrt{\frac{B}{\sin\alpha}} + h_3,$$

де $B = \mathrm{tg}\phi$; h_3 – ширина плоскої частини контактної ділянки *EM*; а також для величини пружного відновлення (підйому) h_n поверхні різання (див. рис. 4.71) :

$$h_n = \frac{\rho \cdot B}{\cos\gamma + B\sin\gamma} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1+B^2}}\right).$$

Визначальним параметром у наведених формулах є радіус закруглення різальної кромки ρ. Як доведено у роботі [49], незалежно від способу загострювання твердосплавного інструмента, у процесі різання радіус різальної кромки змінюється, наближаючись до стабільного значення $\rho \cong 20$ мкм (рис. 4.72). Стабілізація наступає одразу після закінчення періоду припрацювання**,** що для цих інструментів не перевищує декількох хвилин.

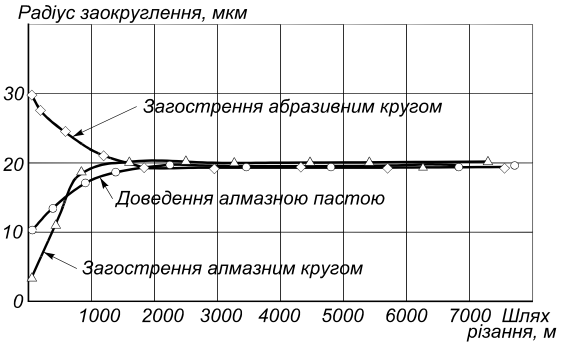


Рисунок 4.72. Зміна радіуса заокруглення вершини кромки під час роботи інструмента [49]

У ряді досліджень [7, 11,46] стверджується, що зона контакту по задній поверхні містить у собі частину стабільної застійної зони (В) на зміцнюючій фасці висотою h_2 (рис. 4.73), а також товщину h_1 загальмованого шару (Б) на передній поверхні. Таким чином, загальна довжина контакту на ЗПІ становить $l_2 = h_1 + h_2 + h_3$, а функцію різального леза починає виконувати об'єднане загальмова-

не тіло, радіус заокруглення вершини якого іноді у декілька разів менший, ніж різальної кромки інструменту (див. рис. 4.64).

Експериментальні і теоретичні дослідження контактних процесів на задній поверхні включають дві самостійні задачі:

1. Визначення сил N_2 і F_2, що діють на задній поверхні (див. рис. 4.71), та їх залежності від умов різання.

2. Визначення законів розподілу нормальних напружень і питомих сил тертя на контактній ділянці.

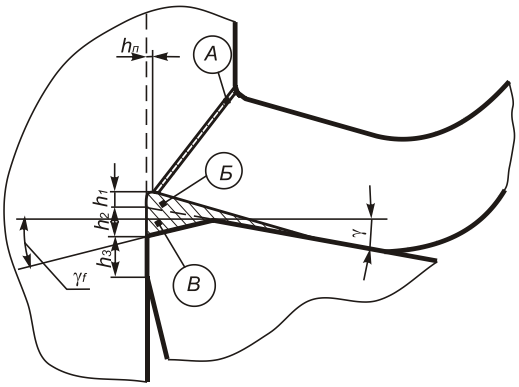
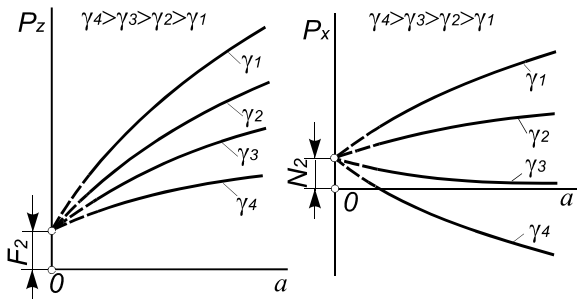


Рисунок 4.73. Схема розміщення контактних зон на передній і задній поверхнях для інструмента з фаскою [11, 46]

Основні результати з вирішення першої задачі отримані у роботах М.М. Зорєва [16] і О.М. Розенберга [17], які вперше встановили факт незалежності сил N_2 і F_2 від товщини зрізуваного шару a і переднього кута γ при K_L=*const*. Оскільки ці сили не змінюються при зміні товщини зрізуваного шару, то їх можна визначити, відокремивши від сил, що діють на передній поверхні, тобто, зменшуючи a, установити момент зникнення стружки на передній поверхні. На підставі цього був запропонований метод визначення сил N_2 і F_2 на ЗПІ шляхом екстраполяції залежності нормальної до поверхні різання P_X=*f(a)* і тангенціальної P_Z = *f(a)* сил на нульову товщину зрізуваного шару (рис.4.74).



а) **б)**

Рисунок 4.74. Екстраполяція складових сил різання на нульову товщину зрізуваного шару

Це ж явище в сучасних умовах було використано авторами [50] при створенні «методу останнього оберту», коли за допомогою спеціальних приладів фіксується процес припинення різання на останньому оберті заготовки після вимкнення подачі (рис. 4.75). Як установлено, припинення сходу стружки проявляється у вигляді короткої

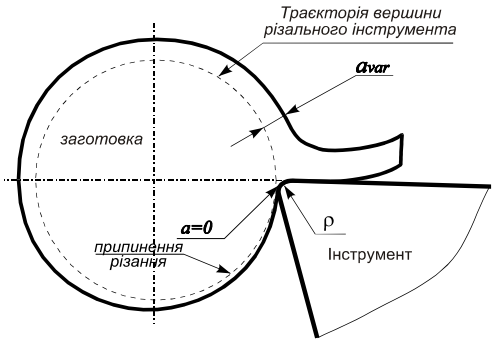


Рисунок 4.75. Схема для визначення сил на ЗПІ

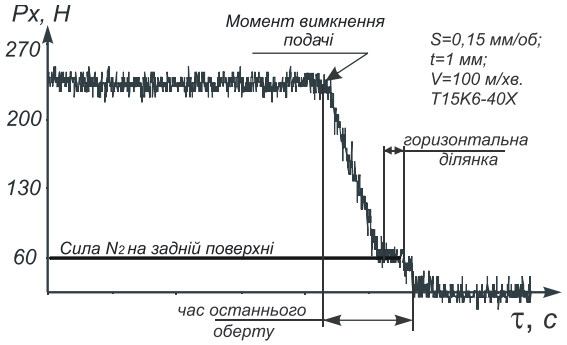


Рисунок 4.76. Характер зміни сили різання за час останнього оберту

ділянки стабілізації сили різання у самому кінці останнього оберту (рис.4.76). Її вели-

чина і дорівнює відповідній силі, що діє на ЗПІ .

Установлено, що характер силової взаємодії на ЗПІ докорінно змінюється при наростоутворенні. Коли на лезі присутній стійкий наріст, то його вершина, нависаючи над задньою поверхнею (рис.4.65), перешкоджає безпосередньому контакту задньої поверхні інструмента із поверхнею різання. У цьому випадку сили на задній поверхні самого інструмента відсутні і відповідно відсутній вплив ширини фаски зношування на проекції сили різання.

Відношення між силою тертя і нормальною силою визначає середній коефіцієнт тертя на ЗПІ $\mu_2 = F_2 / N_2$. Як показали дослідження, його значення також значно відрізняються від величин, характерних для процесу зовнішнього тертя сталі по інструментальному матеріалу. Дослідами Ю.М.Внукова [51] установлена наявність на задній поверхні інструмента зони внутрішнього тертя шарів металу, нанесених із загальмованого тіла на передній поверхні; перехідної зони з ділянками локального схоплювання і зони зовнішнього тертя.

На різний вид контакту – від суцільного, до точкового вказує і Т. Н. Лоладзе [14]. Причому суцільність контакту збільшується при високих швидкостях і температурах, коли заповнюються нерівності у мікропрофілі контактної ділянки. Про це свідчить також і змінність коефіцієнта тертя μ_2: від 1,0...1,4 на вершині, до 0,5...0,7 на кінці ділянки контакту [35], що є наслідком різного ступеня дискретності адгезійного контакту у зоні тертя.

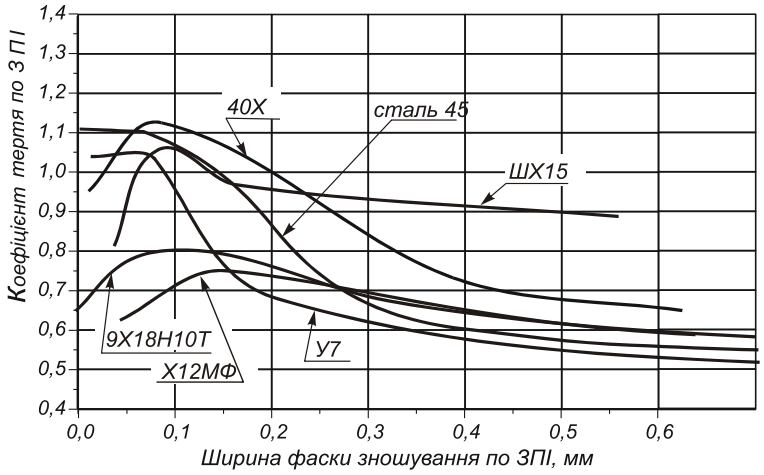


Рисунок 4.77. Залежності коефіцієнта тертя μ_2 від ширини фаски $h_з$ контакту по ЗПІ для різних матеріалів [56] *(t =1 мм, V=1 м/с, S=0,15 мм/об, інструмент – Т15К6)*

На рис. 4.77 представлені залежності зміни середнього коефіцієнта тертя на ЗПІ у процесі зношування інструмента. У всіх випадках в інтервалі від практично гострого різця до фаски зношування $h_з$=0,15 мм спостерігається екстремум залежності коефіцієнта тертя μ_2, значення якого коливається у межах 0,8...1,1 залежно від оброблюваного матеріалу. Оскільки у цей період сама фаска зношування порівняно невелика, то, очевидно μ_2 характеризує собою умови внутрішнього тертя на задній частині загальмованого шару передньої поверхні. Надалі, зі зростанням $h_з$, збільшується відносна довжина ділянки контакту з умовами, які наближаються до зовнішнього тертя, що не-

минуче викликає зменшення μ_2, із наступною стабілізацією залежності для всіх досліджуваних матеріалів в інтервалі μ_2 від 0,55 до 0,65.

Дослідами встановлено [32], що нормальна сила на задній поверхні значно зростає зі зменшенням коефіцієнта тертя внаслідок застосування МОТС (табл. 4.3). Це пояснює проблеми, що виникають при зрізанні тонких стружок в активних середовищах, що штучно знижують коефіцієнт тертя. Якщо товщина зрізуваного шару мала, то сили на задній поверхні відіграють визначальну роль у загальному навантаженні на інструмент, яке різко зростає при зниженні коефіцієнта тертя μ_2. Наприклад, використання хімічно активних рідин, що значно знижують коефіцієнт тертя, змушує зменшувати допустиме зношування розверток у 2...3 рази, тому що при звичайно рекомендованій величині зношування відбувається їх поломка.

Таблиця 4.3. Залежність нормальної сили на задній поверхні від коефіцієнта тертя при різанні у різних середовищах

Середовище	μ_2	N_2, Н
Повітря	1,19	80
Вода	0,36	450
Чотирьоххлористий вуглець (CCl_4)	0,1	750

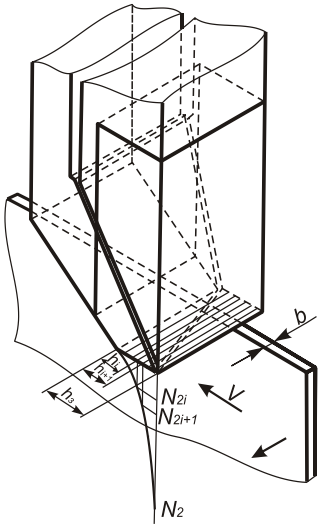


Рисунок 4.78. Схема визначення контактних навантажень на задній поверхні розрізного різця [8]

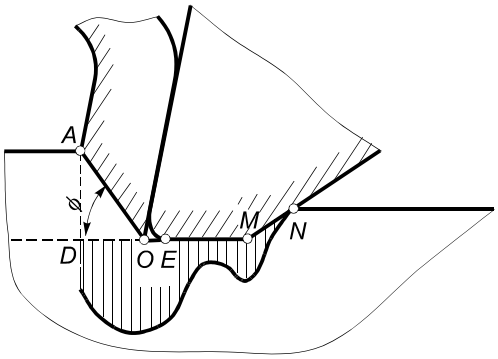


Рисунок 4.79. Схема напруженого поля у поверхневому шарі деталі при переміщенні комбінованого штампа [35]

Дослідження розподілу контактних навантажень на задній поверхні являє собою самостійну задачу. Для їхнього визначення, як і для передньої поверхні, спочатку був використаний метод розрізного різця (рис.4.78), однак дані, отримані різними авторами, сильно відрізнялися, як за формою встановлених залежностей, так і за їх поведінкою зі зміною умов різання (рис.4.80, 4.81). Згодом була встановлена і причина такого феномена.

Будь-який метод експериментального дослідження має певну роздільну здатність (чутливість), що може бути оцінена мінімальною величиною контактної ділянки, для якої ще вдається одержати достовірні результати. Для розрізного різця – це 0,15...0,2 мм. Із цієї позиції можна говорити лише про дослідження контактних напружень інструмента із досить широкою фаскою [8, 35]. Загальним недоліком у приведе-

них вище результатах є те, що вони були отримані для спеціально сформованої штучної плоскої ділянки контакту по ЗП. Оскільки напруження на ЗП в основному є наслідком пружної післядії поверхні різання, то характер їх зміни визначається формою зони контакту на ЗП, що взаємодіє з поверхнею різання. Тобто у ході експерименту були отримані епюри не для реальної зношеної поверхні, а для штучно створеної, що від неї відрізняється. Не слід також забувати той факт, що підвищені значення напружень на будь-якій ділянці контакту неодмінно викличуть більш інтенсивне її зношування, зміну форми і, як наслідок, зміну епюри напружень. У той же час, у ході дослідів з розрізним різцем інтенсивність притирання контактних поверхонь була дуже малою через низьку швидкість різання (0,002...0,015 м/с), тому за час досліду форма контактної задньої поверхні змінитися суттєво не могла. Через те експериментальні способи так і не змогли дати однозначної відповіді про контактні напруження на ЗП.

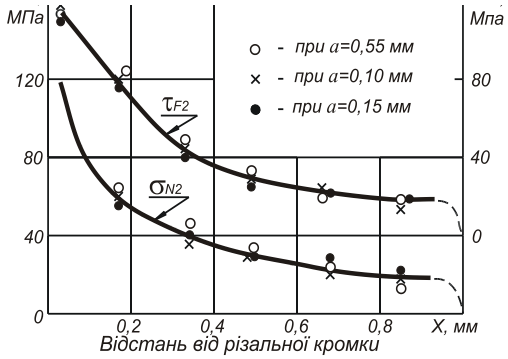


Рисунок 4.80. Епюра напружень на задній поверхні при обточуванні свинцю [35] (*V=0,2 мм/с, b=3 мм*)

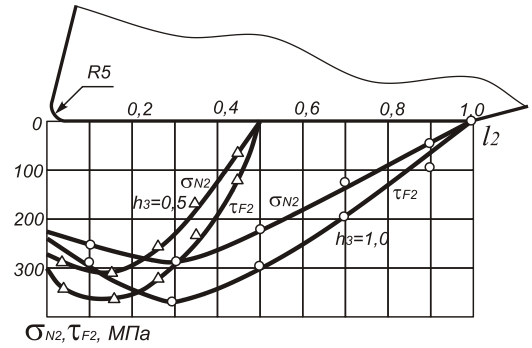


Рисунок 4.81. Вплив ширини фаски зношування на розподіл контактних навантажень σ_{N2} і τ_{F2} [8]

На складну природу контактного тиску на задній поверхні вказує М. Ф. Полетіка [35]. Так, на ділянці, що прилягає до різальної кромки *OE* (див. рис. 4.79), поле напружень σ_y нерозривно пов'язане із загальним напруженим полем під зоною пластичних деформацій і є його частиною, а не тільки як реакція на пружне відновлення поверхні різання. На іншій частині задньої поверхні цей зв'язок слабшає і природу напружень можна розглядати тільки як результат пружного відновлення поверхневого шару після проходу різального леза.

Цілим рядом досліджень показано, що незалежність сил N_2 і F_2 та напружень (σ_{N2} і τ_{F2}) на ЗП від a і γ – є чисто умовна і відноситься до випадку сталості K_L, тобто сталості напруженого стану під зоною пластичної деформації. М. Ф. Полетіка [35], а ще раніше – М. М. Зорєв [16] указували на тісний зв'язок між степенем деформації в основній пластичній області і нормальною силою N_2. Причому, при малій ширині фаски h_3 цей вплив збільшується.

Таким чином результуюче поле напружень на ЗП може бути визначене, використовуючи принцип суперпозиції полів напружень від зони деформації і зони пружного відновлення, що також аналогічно напруженому полю від дії рухомого штампа контуром *AOEM* (див.рис.4.79).

М.П.Мазуром [40] було проведено комп'ютерне моделювання (рис.4.82) контактної взаємодії на ЗПІ з урахуванням температурних, деформаційних явищ на передній і задній поверхнях, а також ефекту припрацювання-зношування поверхні фаски на ЗПІ.

Із рис. 4.83, б видно, що початкова плоска форма площадки контакту неминуче приводить до виникнення великого кромкового тиску і напружень тертя в області точки *M* (див. рис. 4.71). Це викликає посилене зношування даної зони (рис.4.83,а). Кінцевій стадії припрацювання фаски зношування, що триває декілька секунд (при промислово застосовуваних швидкостях різання) і визначає реальну форму контактної поверхні на ЗПІ, відповідає рівномірна залежність інтенсивності зношування у всіх точках ЗПІ (рис.4.83, а).

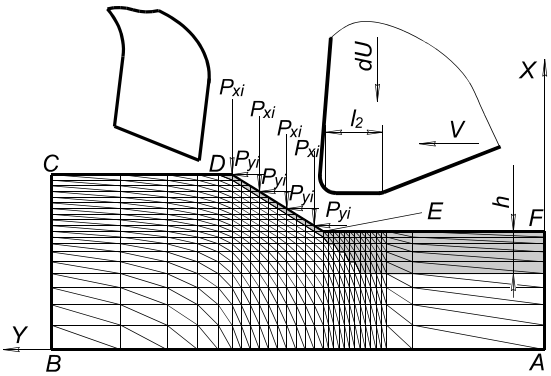


Рисунок 4.82. Базова модель для розрахунку контактних напружень на задній поверхні

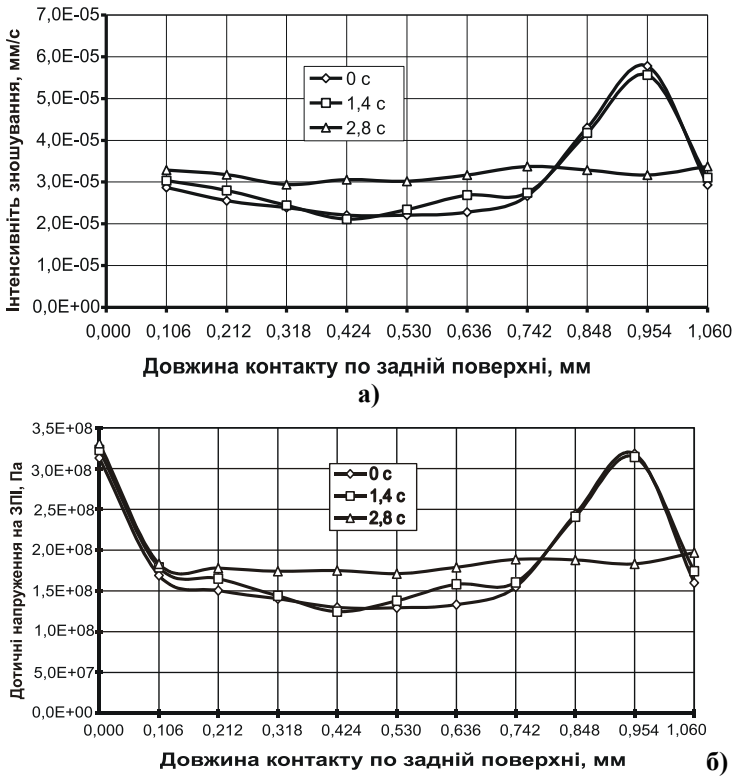


Рисунок 4.83. Зміна інтенсивності зношування (а) і дотичних напружень (б) по задній поверхні у ході припрацювання ЗПІ при струганні сталі ШХ15 різцем із твердого сплаву ВК8 (цифри на графіках – час припрацювання) (*a=0,1 мм, b=1 мм, V=1 м/с, h_3=1 мм,* $\gamma = 0$)

Установлений стан контактної взаємодії дозволяє одночасно визначити результуючий закон розподілу напружень на ЗПІ як наслідок полів напружень від зони деформації і зони пружного відновлення поверхні різання (рис. 4.83, б). Як видно, в області загальмованого тіла і пластичного контакту напруження тертя (зсуву) падають внаслідок підвищення температури шарів, що зсуваються, а потім залишаються приб-

лизно постійними до точки *M* (див.рис.4.79), де потім різко зменшуються до точки *N* – припинення контакту з поверхнею різання. Отримані залежності дозволяють передбачати характер зміни температур на ЗП і в остаточному підсумку спрогнозувати процес зношування інструмента

4.13. Взаємозв'язок явищ у процесі стружкоутворення

Різні фактори, наявні при різанні, по-своєму діють на деформаційні і контактні процеси у зоні різання. Одні з них безпосередньо впливають на процес стружкоутворення, інші – опосередковано, через ті фактори, які впливають безпосередньо. Опосередковано впливають майже всі параметри, причому цей вплив у більшості випадків викликає ланцюжок взаємозалежних явищ, що обумовлюють, в остаточному підсумку, дію фактора, що впливає безпосередньо. Наприклад, зміна величини переднього кута збільшує або зменшує середні контактні нормальні напруження на передній поверхні, що приводить до зміни середнього коефіцієнта тертя. Останній впливає на кут дії, зміна якого викликає зміну кута зсуву і роботи стружкоутворення.

Дія будь-якого параметра через ланцюжок взаємозалежних факторів може підсилюватися або послаблятися залежно від того, чи існує двосторонній взаємний вплив факторів один на одного і збігаються або не збігаються результати активної і реактивної дії. Наприклад, збільшення середнього коефіцієнта тертя супроводжується збільшенням довжини площадки контакту стружки із передньою поверхнею, що приводить до зниження середніх контактних нормальних напружень. При наявності двох ділянок тертя це викличе ще більше зростання середнього коефіцієнта тертя.

Параметри процесу різання діляться на внутрішні і зовнішні: до внутрішніх належать кут дії, температура на передній поверхні інструмента, дійсний передній кут з урахуванням наросту, довжина площадки контакту, середній коефіцієнт тертя та ін.; до зовнішніх – фізико-механічні властивості оброблюваного та інструментального матеріалів, геометричні параметри інструмента, параметри режиму різання і властивості МОТС.

Безпосередній і найбільш сильний вплив на процес різання чинять кут дії, передній кут інструмента, швидкість різання і властивості оброблюваного та інструментального матеріалів. Вплив інших факторів на процес різання – опосередкований.

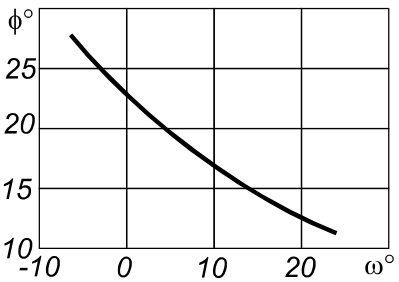


Рисунок 4.84. Вплив кута дії ω на кут зсуву ϕ при постійному передньому куті інструмента [32]

Вплив кута дії ω (рис.4.84). Кут дії є, у деякій мірі, штучним вторинним параметром процесу різання, оскільки він визначається кутом тертя і переднім кутом. Однак оцінювати вплив цих параметрів на кут зсуву ϕ і коефіцієнт усадки стружки через кут ω зручно, використовуючи формули взаємозв'язку (4.22)...(4.25). Зміни кута дії можна досягти, змінюючи середній коефіцієнт тертя у результаті застосування МОТС або за рахунок зниження шорсткості передньої поверхні при загострюванні. Зі збільшенням кута дії кут зсуву зменшується, що приводить до збільшення степеню деформації зрізуваного шару і роботи стружкоутворення:

$$\omega \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow K_L \uparrow . \qquad (4.39)$$

Вплив переднього кута. Безпосередній вплив переднього кута на процес стружкоутворення полягає у зміні напрямку сходу стружки у просторі (рис. 4.85,а). При зменшенні переднього кута збільшується кут між векторами швидкостей різання V і стружки V_c, а частки зрізуваного шару при перетворенні його у стружку сильніше змінюють напрямок свого руху. Оскільки зміна напряму руху часток зв'язана зі зсувом по умовній площині зсуву, то зменшення переднього кута повинне збільшити інтенсивність (швидкість V_ϕ) зсувного процесу, тобто зменшити кут зсуву і збільшити коефіцієнт усадки (рис. 4.85,б).

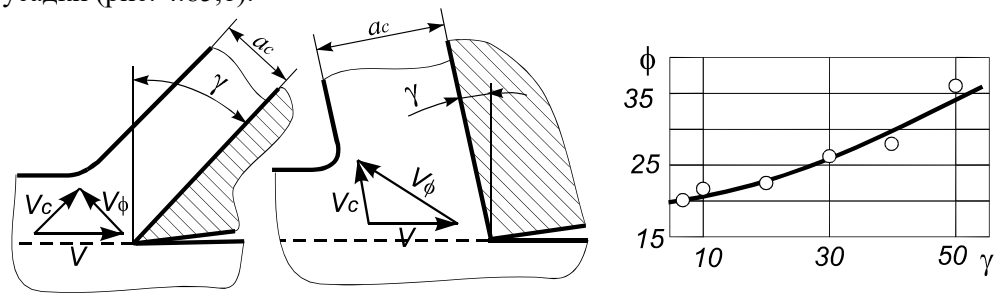


Рисунок 4.85. Вплив переднього кута γ на кут зсуву ϕ при постійному куті дії [32] (*вільне різання сталі 20Х; ω = 0***)**

При обробленні металів без утворення наросту непрямий вплив переднього кута інструмента на процес формування стружки пов'язаний тільки зі зміною кута дії внаслідок зміни орієнтації передньої поверхні і середнього коефіцієнта тертя. Зі збільшенням γ кут дії зменшується внаслідок зміни положення передньої поверхні (див. формулу (4.31)) і збільшується через збільшення середнього коефіцієнта тертя внаслідок падіння питомих нормальних навантажень на передній поверхні. Перший вплив є домінуючим. Тобто:

$$\left.\begin{array}{l}\gamma\uparrow\Rightarrow \text{із формули Зворикіна } (2\phi\uparrow + arctg\mu - \gamma\uparrow = const)\Rightarrow \phi\uparrow\uparrow \\ \gamma\uparrow\Rightarrow \bar{\sigma}_{Nl_0}\downarrow\Rightarrow[\mu_a\uparrow = const/(\bar{\sigma}_{Nl_0}\downarrow)]\Rightarrow \mu\uparrow\Rightarrow \beta_{тр}\uparrow\Rightarrow \phi\downarrow\end{array}\right\}\Rightarrow K_L\downarrow \quad (4.40)$$

При розвиненому нарості вплив переднього кута на процес стружкоутворення сильно ослабляється, тому що наріст збільшує дійсний передній кут і, таким чином, формуючи штучне різальне лезо, як би нівелюючи різницю між різними статичними передніми кутами.

При відсутності наросту вплив переднього кута на процес стружкоутворення зменшується зі збільшенням швидкості різання і з підвищенням твердості оброблюваного матеріалу, тому що при цьому степінь деформації стружки значно знижується, внаслідок чого послабляється дія на стружкоутворення всіх факторів, у тому числі і переднього кута.

Вплив швидкості різання. Із параметрів режиму різання найбільше істотно та багатогранно (і безпосередньо, і опосередковано) на процес стружкоутворення впливає швидкість різання. Безпосередній вплив швидкості різання обумовлений запізненням пластичних деформацій у зоні стружкоутворення (див. п. 4.4. і рис. 4.21). Опосередкований її вплив пов'язаний зі зміною середнього коефіцієнта тертя і фактичного переднього кута γ_ϕ (внаслідок наростоутворення).

Зі збільшенням швидкості різання відбувається підвищенням температури у зоні різання, що спричиняє зменшення опору зсуву у контактному шарі стружки. Останнє приводить до того, що $\bar{q}_{Fl_0}$ у формулі (4.35) зменшується і середній коефіцієнт тертя падає. Таким чином, при роботі без утворення наросту збільшення швидкості різання полегшує процес стружкоутворення, зменшує відносний зсув і коефіцієнт усадки стружки (рис.4.86).

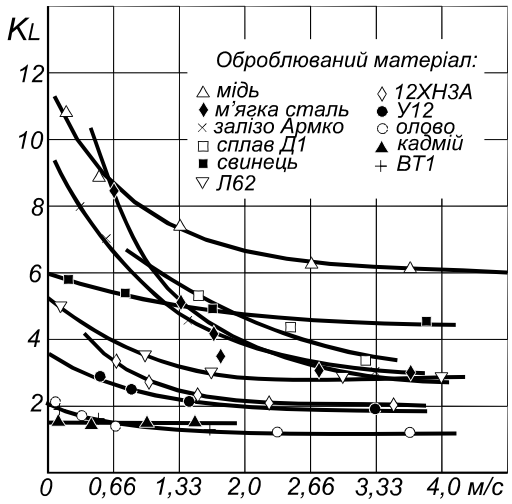


Рисунок 4.86. Залежність усадки стружки від швидкості різання при обробленні різних матеріалів при умовах різання, що виключають наростоутворення [32]

При обробленні металу з утворенням наросту вплив швидкості різання на процес стружкоутворення у значній мірі визначається температурою у зоні різання. Як видно із рис. 4.68 і 4.87 при обробленні сталей наріст досягає максимальних розмірів при температурі 300°С и зникає при 600°С. У цьому діапазоні на прямий вплив швидкості різання $(V\uparrow \Rightarrow (\bar{q}_{Fl_0}\downarrow \Rightarrow \mu_a\downarrow \text{ і } \mu_0\downarrow)\Rightarrow \mu\downarrow \Rightarrow \beta_{тр}\downarrow \Rightarrow \phi\uparrow \Rightarrow K_L\downarrow)$ накладається більш сильний вплив від зміни фактичного переднього кута γ_ϕ (4.40). Тому залежність K_L–V стає екстремальною, як наслідок аналогічного поводження залежності γ_ϕ–V, через збільшення або зменшення висоти наросту (див. рис. 4.87).

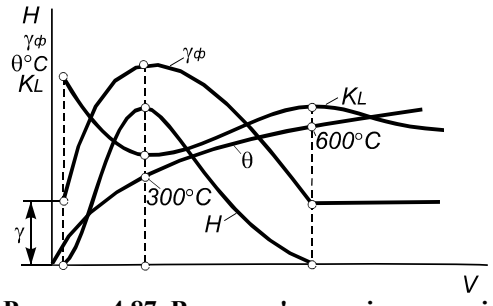


Рисунок 4.87. Взаємозв'язок між швидкістю різання, температурою, висотою наросту, дійсним переднім кутом, коефіцієнтом K_L усадки стружки

Тільки при таких швидкостях різання, коли температура у зоні різання стає вище 600°С, збільшення V поліпшує всі показники стружкоутворення.

Вплив властивостей оброблюваного матеріалу. Властивості оброблюваного матеріалу впливають на процес стружкоутворення як безпосередньо, так і опосередковано. Безпосередній вплив проявляється у збільшенні кута зсуву із підвищенням опору зсуву матеріалу у зоні стружкоутворення при постійних значеннях γ і ω (рис. 4.88). Степінь деформації зрізуваного шару при цьому зменшується.

Опосередкований вплив властивостей оброблюваного матеріалу на процес стружкоутворення (якщо наріст при різанні не утворюється) проявляється у зміні кута дії ω через зміну середнього коефіцієнта тертя. Зі збільшенням опору пластичній деформації оброблюваного матеріалу зростають питомі нормальні і дотичні навантаження на передній поверхні. Перше приводить до зменшення, а друге до збільшення середнього коефіцієнта тертя (див. формулу (4.35)). У силу цього при постійній температурі середній коефіцієнт тертя мало змінюється для різних оброблюваних матеріалів.

При постійній швидкості різання збільшення опору пластичної деформації оброблюваного матеріалу викликає підвищення температури контакту стружки з передньою поверхнею (оскільки зростають питомі дотичні навантаження на передній поверхні). При цьому середній коефіцієнт тертя падає і зменшується усадка стружки.

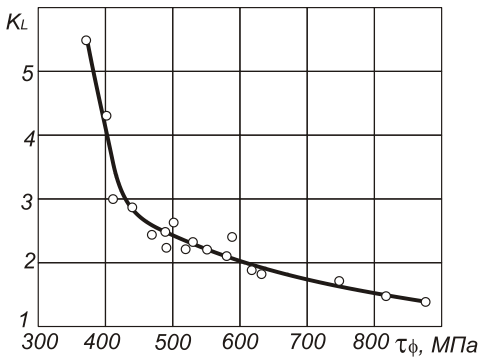


Рисунок 4.88. Вплив опору зсуву τ_ϕ оброблюваного матеріалу на усадку стружки при різанні з V=1 м/с [32]

Таким чином, безпосередній і опосередкований вплив механічних властивостей оброблюваного матеріалу на деформацію і усадку стружки збігаються.

На процес стружкоутворення впливають не тільки механічні, але також і фізичні властивості оброблюваного матеріалу. Наприклад, зменшення теплопровідності приводить до акумуляції тепла у зоні різання, підвищенню температури контакту стружки і зниженню середнього коефіцієнта тертя.

Якщо різання протікає з утворенням наросту, непрямий вплив властивостей оброблюваного матеріалу на процес стружкоутворення проявляється у зміні дійсного переднього кута.

Вплив властивостей інструментального матеріалу. Властивості матеріалу інструмента впливають на процес стружкоутворення значно менше, ніж оброблюваного. Експериментально встановлено [32], що помітний вплив чинять лише теплопровідність інструментального матеріалу і його контактна адгезійна активність. Мала теплопровідність погіршує тепловідвід із зони різання і підвищує температуру контакту, що спричиняє розвиток подій, наведених вище. Що ж стосується контактної адгезійної активності, під якою мається на увазі здатність матеріалу до схоплювання або хімічного з'єднання із матеріалом стружки, то вона впливає на процес стружкоутворення через коефіцієнт зовнішнього тертя, а також через порушення умови рівноваги між зонами зовнішнього і внутрішнього тертя (див. п. 4.10, зона *A*-*B*, рис. 4.51), а отже, через довжину контакту стружки з інструментом і середній нормальний тиск. Чим вище здатність інструментального матеріалу до схоплювання з оброблюваним, тим більше довжина пластичного і загального контакту стружки, тим нижче середній нормальний контактний тиск і тем вищий середній коефіцієнт тертя між стружкою і передньою поверхнею і відповідно більше усадка стружки.

На рис. 4.89 представлені результати дослідів по обробленню міді різцями з матеріалів, спеціально підібраних з таким розрахунком, щоб їхня здатність до схоплювання з міддю сильно різнилася. Із нього видно надзвичайно сильний вплив інструментального матеріалу на коефіцієнт усадки стружки: для бронзового різця вона у 4–5 разів вище, ніж для вольфрамового.

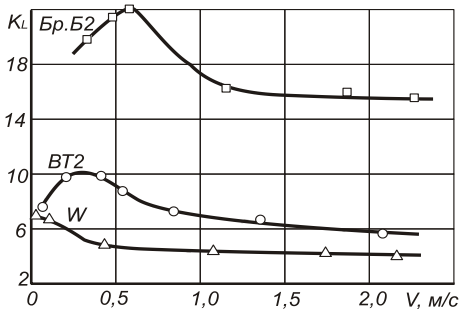


Рисунок 4.89. Залежність усадки стружки від швидкості різання при обточуванні міді різцями з різних матеріалів [32].

Подібні явища мають місце при різанні інструментами зі зносостійкими покриттями, що мають понижену адгезійну активність (наприклад із TiN). Це приводить до зменшення довжини ділянки пластичного і зага-

льного контактів, концентрації нормальних напружень поблизу вершини інструмента, що несприятливо позначається на його міцності. Тому сучасні покриття (особливо для інструментів із кераміки) проектуються таким чином, щоб, маючи підвищені зносостійкі властивості, вони мали одночасно значну адгезійну активність, що збільшує довжину контактної площадки і зменшує нормальні контактні напруження [52].

Вплив товщини зрізуваного шару. Товщина зрізуваного шару на процес стружкоутворення впливає тільки опосередковано. Якщо наріст відсутній, то вплив товщини пов'язаний зі зміною середнього коефіцієнта тертя, що через збільшення середніх нормальних контактних напружень на передній поверхні спадає при збільшенні товщини зрізуваного шару ($a \uparrow \Rightarrow \bar{\sigma}_{N1_0} \uparrow \Rightarrow \mu_a \downarrow \Rightarrow \mu \downarrow \Rightarrow \beta \downarrow \Rightarrow \phi \uparrow \Rightarrow K_L \downarrow$). Тому чим товстіше зрізуваний шар, тим менше коефіцієнт усадки, відносний зсув і питома робота стружкоутворення.

При наявності наросту товщина зрізуваного шару додатково впливає через зміну фактичного переднього кута інструмента. При цьому положення максимальних і мінімальних значень коефіцієнтів усадки залежать від співвідношення швидкостей і товщин зрізуваного шару, при яких досягаються температури 300°С і 600°С (рис. 4.90).

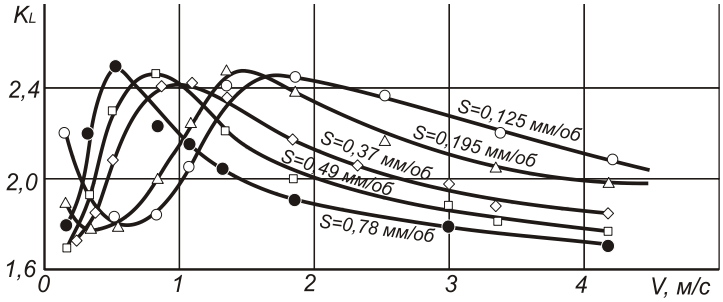


Рисунок 4.90. Вплив швидкості різання на усадку стружки при обточуванні сталі 40 із різними подачами [16]

Уже згадувалося, що вплив всіх умов різання у тій або іншій мірі пов'язаний зі зміною середнього коефіцієнта тертя стружки із передньою поверхнею інструмента. Однак вище було показано, що середній коефіцієнт тертя залежить від середнього нормального тиску, останній же визначається силою стружкоутворення і шириною контакту стружки з передньою поверхнею, які, у свою чергу, залежать від процесу стружкоутворення.

Таким чином, процеси у зоні різання залежать від умов у зоні контакту, зокрема від середнього коефіцієнта тертя, а середній коефіцієнт тертя залежить від процесу стружкоутворення. Інакше кажучи, напружений стан в одній із цих зон не може бути змінений без того, щоб відповідно не змінився напружений стан в іншій. Так, наприклад, якщо через вплив зовнішнього середовища (подача МОТС) змінився коефіцієнт зовнішнього тертя на передній поверхні і довжина пластичної зони контакту, то при цьому зміниться напружений стан у зоні контакту стружки. Зміна контактних напружень приведе до того, що сила R і момент M (рис. 4.91), що діють на стружку з боку передньої поверхні, змінюються. Але для того щоб умова рівноваги елемента стружки дотримувалася, мають змінитися сила R_ϕ і момент M_ϕ, що діють на стружку з боку зони стружкоутворення. Останнє можливо лише при зміні напруженого стану (дотичних і нормальних напружень) у цій зоні. Але зміна напруженого стану викличе і зміну її деформованого стану. Відповідно зміниться деформація стружки, її усадка і товщина, а отже, довжина контакту із передньою поверхнею (див. (4.27)). Це, у свою чергу приведе до зміни розподілу контактних навантажень, тобто до зміни напруженого стану у зоні контакту. У силу умов рівноваги знову виникне необхідність зміни напруже-

ного стану у зоні стружкоутворення і т.д. У підсумку, напружені стани у зоні контакту та у зоні стружкоутворення повинні так взаємно відрегулюватися, щоб умова рівноваги дотримувалося. Це явище останнім часом використовується для моделювання процесу різання, коли стан рівноваги знаходиться ітераційним шляхом [40].

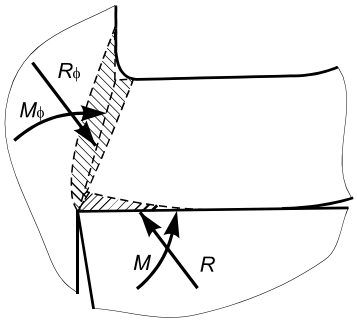


Рисунок 4.91. Схема сил і моментів, що діють на стружку

Із сказаного випливає, що спостережуваний складний взаємозв'язок факторів у процесі різання обумовлений тим, що при цьому постійно взаємно балансуються (через силу і момент стружкоутворення) два процеси, що одночасно відбуваються: пластичної деформації у зоні стружкоутворення та у зоні контакту стружки з передньою поверхнею. Досліди показують, що через вплив випадкових факторів повна стабілізація практично не наступає, а процес різання постійно виводиться зі стану рівноваги і приходить до нього. Тобто різання – це процес нестабільний, що видно, хоча б по періодично змінюваному перетину стружки.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Методи вивчення напружено-деформованого стану у зоні стружкоутворення.
2. Які фізичні процеси відбуваються у зоні стружкоутворення?
3. Охарактеризуйте механізми утворення зливної і елементної стружки.
4. Які типи стружок утворюються при різанні? Вкажіть умови їх існування.
5. Перерахуйте кількісні характеристики степеню деформації металу стружки і методи їх визначення.
6. Охарактеризуйте вплив умов оброблення на деформацію стружки.
7. Методи визначення законів розподілу напружень на передній поверхні інструменту?
8. Особливості процесу тертя стружки по передній поверхні леза при різанні?
9. Як змінюється нормальні і дотичні контактні напруження на передній поверхні різального леза уздовж контактної ділянки?
10. Як розрахувати силу тертя на передній поверхні інструменту?
11. Що з себе представляє процес наростоутворення? Його позитивний і негативний вплив на показники процесу різання.
12. Які фізичні процеси відбуваються у зоні контакту задньої поверхні інструменту з поверхнею різання?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 4

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел. / А. Надаи. – М. : Мир, 1969. – 863 с.
3. Подураев В.Н. Обработка резанием жаропрочных и нержавеющих материалов материалов / В.Н. Подураев. – М. : Высшая школа, 1965. – 518 с.
4. Клушин М.И. Резание металлов / М.И. Клушин. – М. : Машгиз, 1958. – 453 с.

5. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г.А. Смирнов-Аляев.– М ; Л. : Машгиз, 1961. – 463 с.
6. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М. : Машиностроение, 1971. – 424 с.
7. Васин С.А. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
8. Физические основы процесса резания металлов / В.А. Остафьев, И.П. Стабин, В.А. Румбешта и др. ; под общ. ред. В.А. Остафьева. – К. : Вища школа, 1976. – 136 с.
9. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałŏw metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. – 382 arc.
10. Армарего Дж.А. Обработка металлов резанием / Дж.А. Армарего, Р.Х. Браун ; пер. с англ. В.А. Пластунова. – М. : Машиностроение, 1977. – 325 с.
11. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
12. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 1979. – 160 с.
13. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 1989. – 296 с.
14. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
15. Зайков М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке / М.А.Зайков. – Свердловск : Металлургиздат, 1960. – 302 с.
16. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н.Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.
17. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1956. – 318 с.
18. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
19. Lee E.H. and Shaffer B.W., Theory of Plasticiti Applied to the Problem of Mashining, "Journal of Applied Mechanics" №4, vol. 18, 1951.
20. Chakrabarty J. Theory of plasticity. – New York, Mc Graw–Hill Book Comp. – 1987.
21. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
22. Moriwaki T., Sugimura N., Luan S. : Combined stress, material flow and heat analysis of orthogonal micromachining of copper. Annals CIRP, vol. 42/1, 1993, s. 75–78.
23. Ikawa N.. Shimada Sh., Tanaka II. : An atomistic analysis of nanometric chip removal as affected by tool–work interaction in diamond turning. Annals CIRP, vol. 40/1,1991, s. 551–554.
24. Inamura T., Takezawa N.. Kumaki Y: Mechanics and energy dissipation in nanoscale cutting. Annals CIRP, vol. 42/1, 1993, s. 79–82.
25. Maekawa K., Itoh A. : Friction and tool wear in nano-scale machining – a molecular dynamics approach. Wear, vol. 188, 1995, s. 115–122.
26. Матвеев В.С. Классификация видов сливной стружки / В.С.Матвеев // Пути интенсификации производственных процессов при механической обработке. – Томск, 1979. – С. 12–16.

27. Ефимович И.А. Исследование динамики напряженно–деформированного состояния режущей части инструмента с применением лазерной интерферометрии / И.А. Ефимович, Е.В. Артамонов // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования : сб. научн. трудов Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Серия Г : Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002. – 541 с.
28. Oxley P. Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability. New York, Ellis Horwood Ltd. 1989.
29. Куфарев Г.Л. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании / Г.Л. Куфарев, К.Б. Океанов, В.А. Говорухин. – Фрунзе : «Мектеп», 1970. – 169 с.
30. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / под ред. Н.И.Резникова. – М. : Машиностроение, 1972. – 198 с.
31. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1974. – 615 с.
32. Развитие науки о резании металлов / [Коллектив авторов] ; под. ред. Н.Н.Зорева. - М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
33. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
34. Промптов А.И. Внешняя среда в механике процесса резания / А.И.Промптов // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования : сб. научн. тр. Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Серия Г : Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002 . – С. 44–52.
35. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. – М. : Машиностроение, 1969. – 150 с.
36. Мазур М.П. Прогнозуюче моделювання процесу різання для інструментів з покриттям / М.П. Мазур, Я.М. Гладкий, В.В. Милько // Резание и инструмент в технологических системах. – 2002. – №61. – С. 123–130.
37. Зорев Н.Н. О взаимозависимости процессов в зоне стружкообразования и в зоне контакта на передней поверхности инструмента / Н.Н. Зорев // Вестник машиностроения. – 1963. – №12. – С. 45–50.
38. Oxley P. Development and application of a predictive machining theory / P. Oxley // Machining Science and Technology: An International Journal. - Volume 2, Issue 2, 1998. – p. 165-189.
39. Merchant M.E. Mechanics of the Metal-Cutting process // J. Of Applied Physics. – 1945. –Vol.16. –N.5 and 6. – P. 267, 318.
40. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн.наук : 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
41. Lovell M.R., Bhattacharya S., Zeng R. Modeling of orthogonal machining processes for variable tool–chip interfacial friction using explicit dynamic finite element method// Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating, Atlanta, USA. – 1998. – Vol. 47/1.– P.265-276.
42. Shirakashi Takahiro, Obikawa Toshiyuki Recent progress of computational modeling and some difficulties// Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating, Atlanta, USA. – 1998. – Vol. 179-191.

43. Клушин М.И. К характеристике контактного взаимодействия стружки с инструментом / М.И. Клушин, М.С. Беккер, М.Б. Гордон // Вопр. теории действия СОТС в процессе обработки металлов резанием. – Горький : ГПИ, 1975. – С. 54–66.
44. Перепелкин В.С. Влияние условий резания на изнашивание инструмента при точении наростообразующих материалов / В.С. Перепелкин, Д.И. Симкин // Пути повышения производительности и качества механообработки на базе эффективного применения смазывающее-охлаждающих жидкостей и прогрессивных методов заточки инструмента. – М. : Станкин, 1981. – С. 21–28.
45. Kalpakijan S. : Manufacturing processes for engineering materials. Reading, Addison–Wesley 1985.
46. Полетика М.Ф. Микроструктура и микротвердость в зоне резания при работе резцом с фаской / М.Ф. Полетика // Известия Томского политехнического института. – Томск : ТПИ, 1957. – Т.85. - С. 57–67.
47. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
48. Кабалдин Ю.Г. Расчет износа режущего инструмента на основе структурно-энергетического подхода к его прочности / Ю.Г. Кабалдин, Б.И. Молокалов, В.В. Высоцкий // Вестник машиностроения. – 1993. – №9. – С. 33–36.
49. Филоненко С.Н. Особенности геометрии износа резцов при тонком точении стали 38ХМЮА / С.Н. Филоненко, Г.Ф. Алейниченко // Резание и инструмент. – Харьков, – 1971. – Вып.4. – С. 67–79.
50. Декл. пат. 39602А Україна, 7 G01N3/58. Спосіб визначення сили на задній поверхні різального інструменту / Мазур М.П., Гладкий Я.М., Милько В.В. ; заявник і патентовласник Технологічний ун-т Поділля. – № 99063137 ; опубл. 15.06.2001, Бюл. №5. – 4 с. : іл.
51. Внуков Ю.Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей: дис....д-ра техн. наук: 05.03.01 : захищена 22.11.1995 : затв. 9.02.1996 / Юрий Николаевич Внуков. – М., 1995. – 378 с.
52. Внуков Ю.Н. Влияние фрикционной активности на процесс контактирования инструмента с обрабатываемым материалом и износ / Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко, Л.Г. Дюбнер // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2002. – вып. 63. – С. 22–40.
53. Розенберг Ю.А. Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании / Ю.А. Розенберг // Вестник машиностроения. – 2001. – №3. – С. 34–38.
54. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат» , Зауралье, 2007. – 294 с.
55. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В.Ф. Бобров. – М. : Машгиз, 1962. – 152 с.
56. Мазур М.П. Определение контактных нагрузок и коэффициента трения на задней поверхности режущих инструментов / М.П. Мазур, Я.М. Гладкий, В.В. Милько // Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – №60. – С. 128–132.

РОЗДІЛ 5. СТАТИКА І ДИНАМІКА ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

5.1. Сила і потужність при різанні

Величина і напрямок сили різання, що діє при обробленні матеріалів, є важливими характеристиками цього процесу. Від них залежать умови роботи верстата, інструмента, пристрою, точність оброблення деталі та ін. Проаналізуємо більш детально причини виникнення сили різання та її залежність від умов оброблення.

5.1.1. Система сил при різанні

Розглянемо процес врізання різального леза в оброблюваний матеріал в умовах прямокутного вільного різання, коли площина стружкоутворення P_c збігається з головною січною площиною P_τ. Площиною стружкоутворення (її іноді називають площиною деформації) називають площину, проведену в точці різальної кромки інструмента через вектори швидкостей різання $\overline{V}$ (вхід у зону деформації) і сходу стружки $\overline{W}$ (вихід із зони деформації). На передній поверхні у кожній точці її контакту зі стружкою діють нормальні напруження σ_N і дотичні до цієї поверхні питомі сили тертя q_{F1} (див. рис. 4.59). Їх можна звести до однієї рівнодіючої R_1, що є сумою сили N_1 – нормальної до передньої поверхні, і сили тертя F_1, які називають **фізичними складовими сили різання на передній поверхні** (рис. 5.1).

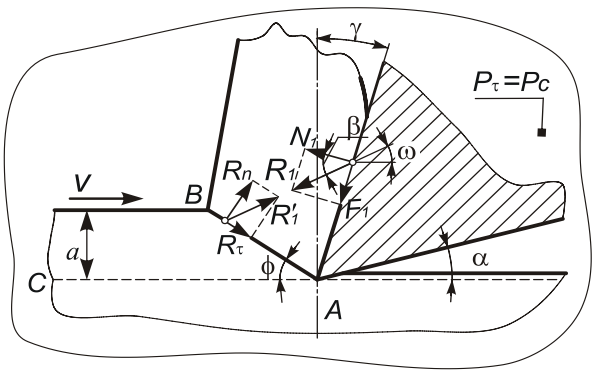


Рисунок 5.1. Сили різання, що виникають на передній поверхні та у площині зсуву

Сила R_1, нахилена під кутом дії ω до напрямку швидкості різання (див. (4.31)), врівноважується силою опору оброблюваного матеріалу руху різання R_1', що є геометричною сумою напружень, виникаючих у зоні стружкоутворення (площині зсуву). Сила R_1' складається із двох складових – сили зсуву R_τ, що діє у площині зсуву AB, і нормальної до неї сили тиску R_n. Використовуючи формулу (4.9), залежність для сили стружкоутворення може бути представлена у вигляді:

$$R_1 = \frac{\tau_\phi \cdot a \cdot b}{\cos(\phi + \beta_{тр} - \gamma) \cdot \sin\phi}, \qquad (5.1)$$

тобто вона залежить від характеристик міцності оброблюваного матеріалу (τ_ϕ – границя плинності під час зсуву у площині AB), розмірів перетину зрізуваного шару ($a \times b$), а також від переднього кута γ, кута тертя $\beta_{тр}$ і кута зсуву ϕ.

Необхідно відзначити, що найважливіша відмінність процесу різання від усіх інших методів оброблення металів тиском (ОМТ) полягає у тому, що при ОМТ деформація є результатом прикладання сили, а при різанні – навпаки, сила визначається деформацією зрізуваного шару. Це явище пов'язане з тим, що при різанні зрізуваний шар має вільні поверхні, деформація яких визначається умовами різання і геометрією інструмента. Тому зміна умов різання приводить до зміни величини сили.

Попередня пружна і пластична деформації стиску під дією сили стружкоутворення R_1 поширюються на область, що лежить частково нижче лінії зрізу АС (див. рис. 5.1). При проходженні різального леза деформований шар щойно утвореної поверхні різання починає пружно відновлюватися, діючи на задню поверхню леза (рис. 5.2). Сили на цій поверхні виникають навіть при різанні дуже гострим інструментом (див. п. 4.12). При наявності ж значного радіуса округлення кромки ρ вони збільшуються, тому що частина зрізуваного шару не зрізується, а втискується у поверхню різання.

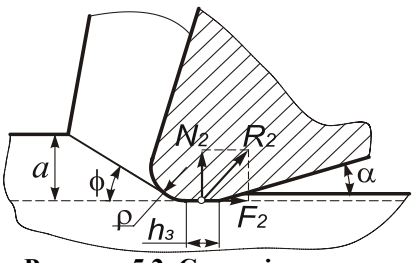


Рисунок 5.2. Сили різання, що діють на задній поверхні інструмента

Таким чином, у результаті пружно-пластичного контактування поверхні різання і задньої поверхні на останній виникає нормальна сила N_2 і сила тертя F_2. Ці сили називаються **фізичними складовими на задній поверхні**. Як указувалося у п. 4.12, вони зростають при збільшенні напруження зсуву τ_ϕ, ширини зрізуваного шару *b* і фаски зношування на задній поверхні леза $h_з$. Залежність сил N_2 і F_2 від товщини зрізуваного шару *a* незначна [5]. Сила R_2 є сумарною силою, що діє на задню поверхню леза.

Розглянемо систему сил, що виникають при вільному прямокутному різанні інструментом, у якого кут у плані $\varphi \neq 90°$ і передній кут $\gamma \neq 0°$ (рис.5.3). У перетині головною січною площиною P_τ, що збігається з напрямком сходу стружки $\overline{W}$, одержимо картину навантаження різального леза, аналогічну рис. 5.1 і рис.5.2. Через малість довжин контактних площадок у порівнянні з розмірами інструмента прикладемо всі складові у вершині леза. Геометричну суму сили $\overline{R}_1$, що діє на передній поверхні, і $\overline{R}_2$ – на задній, називають силою різання $\overline{R}$, тобто

$$\overline{R} = \overline{R}_1 + \overline{R}_2 = \overline{N_1} + \overline{N_2} + \overline{F_1} + \overline{F_2}\,.$$

У загальному випадку величина сили $\overline{R}$ та її положення у просторі визначаються величиною і співвідношенням нормальних сил і сил тертя, що залежать від геометричних параметрів інструмента та умов різання, тобто її положення заздалегідь невідомо. Внаслідок цього і безпосереднє вимірювання цієї сили за допомогою приладів неможливе. Тому прийнято визначати не саму силу різання $\overline{R}$, а її **технологічні складові** P_z, P_y і P_x, що є проекціями сили $\overline{R}$ на заздалегідь визначені напрямки (координатні осі *z, y* та *x*). Ці координатні осі призначаються у такий спосіб: вісь *z*, що визначає напрямок найбільшої (головної або тангенціальної) складової сили P_z, збігається з вектором швидкості головного руху $\overline{V}$; вісь *x* протилежна напрямку вектора

швидкості подачі $\overline{V_S}$ і визначає напрямок сили опору подачі P_x; напрямок сили P_y – перпендикулярний робочій площині P_s або обробленій поверхні. Тоді при зміні геометричних параметрів інструмента і режиму різання змінюються тільки величини сил P_z, P_y і P_x, а їхнє положення у просторі буде залишатися незмінним і визначатися напрямками швидкостей різання і подачі. Знаючи величини складових P_z, P_y і P_x, легко визначити величину і самої сили різання:

$$R = \sqrt{P_z^2 + P_y^2 + P_x^2}\ . \tag{5.2}$$

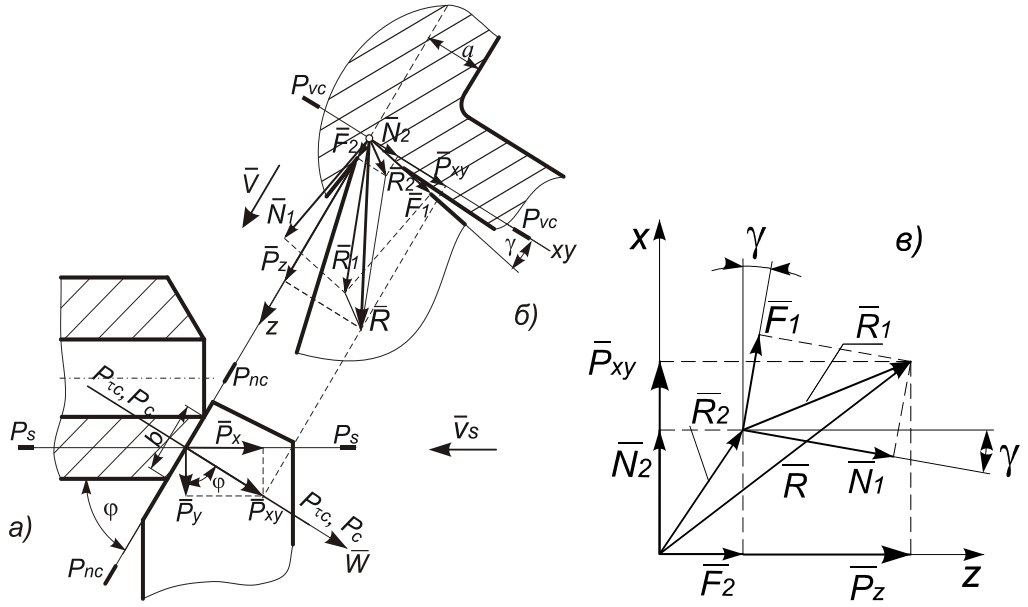


Рисунок 5.3. Схема сил, що діють при вільному прямокутному різанні ($\varphi \neq 90°$ **і** $\gamma \neq 0$ **)**

Для випадку, представленого на рис. 5.3, силу різання $\overline{R}$ у головній січній площині можна розкласти на дві складові: P_z у напрямку швидкості головного руху різання V і їй перпендикулярну P_{xy} – у напрямку нормалі до площини різання (див. рис. 5.3, б). Сила P_{xy}, у свою чергу, розкладається за напрямками осей x і y (див. рис. 5.3,а). Таким чином, технологічні складові сили різання визначаються через фізичні складові на передній і задній поверхнях (див.рис.5.3, в) як:

$$\begin{aligned} P_z &= F_2 + N_1\cos\gamma + F_1\sin\gamma\,, \\ P_y &= P_{xy}\cos\varphi = (N_2 + F_1\cos\gamma - N_1\sin\gamma)\cos\varphi\,, \\ P_x &= P_{xy}\sin\varphi = (N_2 + F_1\cos\gamma - N_1\sin\gamma)\sin\varphi\,. \end{aligned} \tag{5.3}$$

Для всіх розглянутих вище випадків напрямок вектора швидкості сходу стружки $\overline{W}$ завжди перпендикулярний різальній кромці, а дійсний передній кут відповідає передньому куту, виміряному у статичній головній січній площині $P_{\tau c}$. При вільному

прямокутному різанні площина стружкоутворення P_c збігається з головною січною площиною $P_{\tau c}$ і визначає напрямок горизонтальної рівнодіючої P_{xy}.

При невільному (див. рис. 4.40) або косокутному (див. рис. 4.36) різанні вектор швидкості сходу стружки $\overline{W}$ відхиляється від головної січної площини $P_{\tau c}$ на кути ψ_1 і ψ_2 відповідно, що приводить до зміни положення площини стружкоутворення, і як наслідок цього, змінюється величина дійсного переднього кута $\gamma_{стр}$.

Через те що сила тертя на передній поверхні спрямована проти руху стружки, сила P_{xy} збігається з напрямком вектора швидкості сходу стружки $\overline{W}$. Тому вплив умов невільного і косокутного різання насамперед відбивається на силах P_x і P_y (через зміну напрямку вектора сходу стружки $\overline{W}$) і складовій сили різання P_{xy}, що діє в основній площині (рис. 5.4). Сила P_z змінюється незначно (за рахунок зміни дійсного переднього кута і степеню деформації).

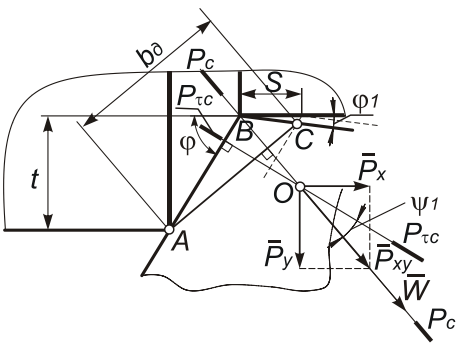


Рисунок 5.4. Вплив умов прямокутного невільного різання на напрямок сили P_{xy}

Для невільного різання (див. рис. 4.40 і 5.4) пластичні зсувні деформації відбуваються як на головній (*AB*), так і на допоміжній (*BC*) різальних кромках (див. п. 4.6). Кут сходу стружки ψ_1 відносно головної січної площини $P_{\tau c}$ визначається рівновагою сил, діючих на стружку з боку головної і допоміжної різальних кромок. Величини цих сил визначаються співвідношенням робочих довжин різальних кромок і кутом між ними (4.21). Внаслідок цього стружка, як єдине ціле тіло, переміщається у напрямку площини стружкоутворення P_c, що не збігається з головною січною площиною $P_{\tau c}$, тобто відхиляється на кут ψ_1, який і визначає напрямок дії сили P_{xy}. Ширина зрізуваного шару і стружки практично збігається з лінією, що з'єднує початок і кінець перетину зрізуваного шару АС, довжину якої можна прийняти за дійсну ширину зрізуваного шару $b_д$ для невільного прямокутного різання.

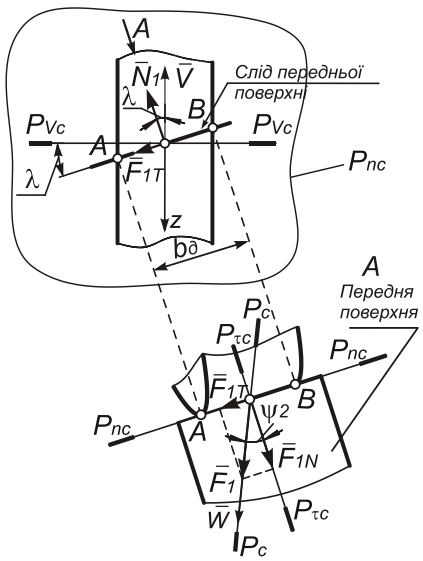


Рисунок 5.5. Схема сходу стружки для випадку вільного косокутного різання ($\lambda \neq 0$)

Якщо головна різальна кромка не перпендикулярна вектору швидкості $\overline{V}$, тобто реалізується косокутне різання (рис. 5.5, і див. рис. 2.25, 4.36), то з'являється додаткова складова сили тертя F_{1T} вздовж різальної кромки, що повертає вектор швидкості сходу стружки $\overline{W}$ на кут ψ_2 (див. п. 4.6). Як указував В.Ф.Бобров [1], у

більшості випадків впливом швидкості різання на ψ_2 можна знехтувати, прийнявши:

$$\psi_2 \cong -\lambda . \tag{5.4}$$

(ψ_2 має знак +, якщо стружка відхиляється від головної січної площини $P_{\tau c}$ у напрямку **від вершини інструмента**). Таким чином, площина стружкоутворення P_c також відхиляється на кут ψ_2, що і визначає напрямок дії сили P_{xy}.

В умовах невільного косокутного різання (рис. 5.6) положення площини стружкоутворення і напрямок сили P_{xy} визначається кутом ψ, рівним алгебраїчній сумі (зі своїми знаками) кутів ψ_1 і ψ_2 [18]:

$$\psi = \psi_1 + \psi_2 . \tag{5.5}$$

Для усіх випадків різання сили, що діють із боку задньої поверхні, не беруть участь у стружкоутворенні і залишаються незмінними за напрямком дії. Сила тертя F_2 завжди лежить у площині різання і направлена уздовж швидкості різання, а нормальна сила N_2 проектується без зміни на основну площину для кожної ділянки різальної кромки.

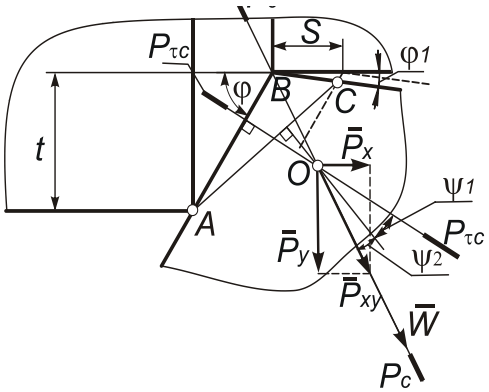


Рисунок 5.6. Вплив умов косокутного ($\lambda \neq 0$) невільного різання на напрямок вектора швидкості сходу стружки $\bar{W}$ і напрямок сили P_{xy}

Для визначення технологічних складових P_z, P_y і P_x сили різання $\bar{R}$ використовують три групи методів:

1) визначення сил за допомогою теоретичних розрахунків;
2) експериментальні вимірювання динамометрами;
3) визначення сил за допомогою емпіричних залежностей (із довідників).

5.1.2. Теоретичні методи розрахунку сил різання

Аналітичне визначення сил різання є однією із найбільш складних задач теорії різання. Завдяки стрімкому розвитку обчислювальної техніки та інформаційних технологій створення методик для аналітичного розрахунку сил різання є не тільки актуальною задачею, але і створює можливість реалізації розрахункових алгоритмів, що не знайшли практичного застосування раніше через складність використовуваних математичних залежностей.

Існує кілька різних підходів до аналітичного розрахунку сил різання, що базуються на певних допущеннях [2].

Базовий алгоритм аналітичного розрахунку сил різання був розроблений М. М. Зорєвим [3,4]. Він запропонував визначати складові сили різання P_1 і P_2, як проекції сили стружкоутворення R_1 на відповідні осі z і x (рис. 5.7) (P_1, P_2 – розташовані у площині вектора швидкості сходу стружки).

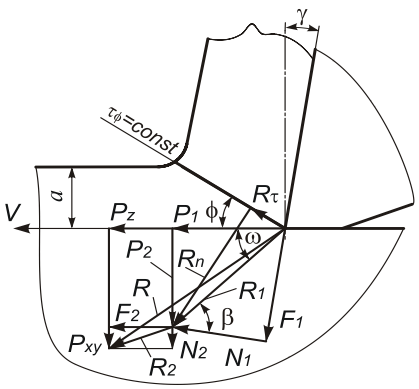


Рисунок 5.7. Схема сил на різальному лезі та у площині зсуву для аналітичного визначення технологічних складових P_z і P_{xy}

При цьому було прийнято наступні допущення. Схема деформації розглядається як схема з єдиною площиною зсуву, уздовж якої діють дотичні напруження τ_ϕ, рівні границі плинності при зсуві матеріалу стружки, і які визначають силу стружкоутворення R_1. Сили на задній поверхні N_2 і F_2 при різанні з великими товщинами зрізуваного шару у розрахунках не враховуються через свою малу величину, а при різанні з малими товщинами зрізуваного шару визначаються як добуток питомого нормального тиску на задній поверхні на відповідну проекцію площі контакту задньої поверхні інструмента з поверхнею різання. **Коефіцієнти тертя на передній і задній поверхнях приймаються рівними і постійним для заданих умов оброблення**.

Величину τ_ϕ пропонується визначати з механічних випробувань оброблюваного матеріалу на розтяг, стиск або кручення шляхом екстраполяції на $\varepsilon = 2{,}5$ експериментальної залежності між дотичним напруженням τ_ϕ і відносним зсувом ε:

$$\tau_\phi = A \cdot \varepsilon^m = A \cdot 2{,}5^m . \qquad (5.6)$$

О. М. Розенберг [6], виходячи із **положення про постійність питомої сили тертя між стружкою і передньою поверхнею інструмента** q_{F1}, пропонує розраховувати сили через характеристику оброблюваного матеріалу – істинний опір на розрив S_k (деколи позначається S_b), що визначається з [6, 11].

Установлено [12], що залежність дотичних напружень на передній поверхні інструмента q_{F1} від S_k досить точно виражається формулою:

$$q_{F1} = 0{,}28 \cdot S_k . \qquad (5.7)$$

Коефіцієнт тертя по передній і задній поверхнях пропонується визначати за емпіричною формулою [11]:

$$\mu_1 = \frac{22500}{(90-\gamma)^{2{,}46}} K_L^{\,0{,}0015(90-\gamma)^{1{,}27}} . \qquad (5.8)$$

Очевидною перевагою цієї методики є те, що сили різання можна визначати, не використовуючи параметри кривої плинності оброблюваного матеріалу (це дуже важливо при обробленні матеріалів, що руйнуються без помітної пластичної деформації і не мають, у зв'язку із цим, кривої плинності, наприклад, сталей, загартованих до твердості HRC≥55). Однак у розглянутому підході не враховується вплив температурно-швидкісного фактора на сили різання, а також потрібно визначати усадку стружки експериментальним шляхом.

В алгоритмі розрахунку сил різання, запропонованому Ю.О.Розенбергом [7,18], також прийнята схема з єдиною площиною зсуву (див. рис.5.7). Різальна кромка інструмента розглядається як сукупність елементарних ділянок шириною Δb, на кожній з яких діє сила різання ΔP, яку можна розкласти на дві складових: перша збігається за

напрямком з вектором швидкості різання (ΔP_z), а друга розташована у основні площині, перпендикулярній вектору швидкості різання (ΔP_{xy}). Кожна із цих складових, у свою чергу, складається із сил, що діють на передній (ΔP_1 і ΔP_2) і задній (ΔF_2 і ΔN_2) поверхнях інструмента. Відповідні повні складові сили різання одержують шляхом підсумовування проекцій цих сил на задані напрямки.

На відміну від розглянутого раніше, даний спосіб базується на теоретичному визначенні усадки стружки, а також на положенні про те, що дотичні напруження на передній поверхні інструмента не є постійними, а залежать від **середньої температури різання** (яка, у свою чергу, визначається величиною швидкості різання V і товщиною зрізуваного шару a). Дотичні напруження у площині зсуву τ_ϕ приймаються постійними і залежними від властивостей оброблюваного матеріалу.

Розглянемо запропоновану методику визначення сил різання на прикладі поздовжнього обточування. Алгоритм розрахунку складових сил різання наступний.

Етап 1. Ввід початкових даних. Даними (із прийнятими одиницями вимірювання), необхідними для даного розрахунку, є:

- елементи режиму різання (глибина різання t , м; подача S , м/об; швидкість різання V , м/с);
- геометричні параметри леза інструмента (передній кут γ , град; головний кут у плані φ , град; допоміжний кут у плані φ_1 , град; кут нахилу головної різальної кромки λ , град; радіус заокруглення різальної кромки ρ , м; радіус при вершині r , м; а також довжина і кут у плані перехідної різальної кромки (якщо така є) – $l_{\text{п}}$, м; $\varphi_{\text{п}}$, град).

Етап 2. Визначення положення площини стружкоутворення (див. рис.5.6 і формулу (5.5)).

$$\psi_1 = \operatorname{arctg} \frac{\sin(\varphi_{\text{ср.}} + \varphi_{1\text{ср.}})}{\dfrac{t}{l_{\text{доп}}} \sin \varphi_{\text{ср.}} + \cos(\varphi_{\text{ср.}} + \varphi_{1\text{ср.}})}; \tag{5.9}$$

$$\psi_2 \cong -\lambda \text{ або } \psi_2 = -\operatorname{arctg}[(\sin\lambda)\cdot(1-\operatorname{tg}\gamma)], \tag{5.10}$$

де $\varphi_{\text{ср.}}$ і $\varphi_{1\text{ср.}}$ – середні головний і допоміжний кути в плані, град; γ – передній кут інструмента у головній січній площині, град; $l_{\text{доп}}$ – довжина активної частини допоміжної різальної кромки, м.

$$\psi = \psi_1 + \psi_2 .$$

Етап 3. Розрахунок величини дійсного переднього кута у площині стружкоутворення:

$$\gamma_{\text{стр}} = \operatorname{arctg}\left[\operatorname{tg}\gamma \frac{\cos\psi}{\cos\lambda} - \operatorname{tg}\lambda \sin\psi \right]. \tag{5.11}$$

Етап 4. Визначення дотичних напружень в умовній площині зсуву τ_ϕ .

$$\tau_\phi = 0{,}7 S_к , \tag{5.12}$$

де

$$S_к = R_m(1+A), \text{ Па} \tag{5.13}$$

R_m – границя міцності під час розтягування оброблюваного матеріалу, Па;

A – відносне видовження під час розірвання.

Етап 5. Визначення коефіцієнта усадки стружки K_L, середніх дотичних напружень на передній поверхні інструмента $\bar{q}_{F1}$, відносного зсуву – ε [8].

Метод теоретичного визначення усадки стружки базується на рівнянні розрахунку потужності процесу різання для розрахункової схеми стружкоутворення з єдиною площиною зсуву, з якого виводиться величина характеристичного параметра K_1 [9]:

$$K_1 = \varepsilon + \frac{\bar{q}_{F1}}{\tau_\phi} \cdot \frac{l_1}{a \cdot K_L}. \tag{5.14}$$

При аналізі виразу (5.14) Л. М. Сєдоковим встановлено, що для більшості умов різання як для зливної, так і для елементної стружок другий доданок дає величину, близьку до одиниці. Тоді

$$K_1 = \varepsilon + 1. \tag{5.15}$$

Або, позначивши другий доданок формули (5.14), як K, маємо:

$$K = \frac{\bar{q}_{F1}}{\tau_\phi} \cdot \frac{l_1}{aK_L} = 1, \tag{5.16}$$

де $\bar{q}_{F1}$ – середнє дотичне напруження (тертя) на передній поверхні інструмента, рівне:

$$\bar{q}_{F1} = [0{,}4 - 0{,}125 \cdot 10^{-3}(\theta_{\text{ср}} - 600)] \cdot S_к, \tag{5.17}$$

$\theta_{\text{ср}} = D + Q(1 - D/2000)/(1{,}33 + Q/2000)$ – середня температура у зоні контакту стружки з передньою поверхнею інструмента,°С: (5.18)

$$D = \frac{\tau_\phi \varepsilon}{C_v}, \qquad Q = S_b \sqrt{\frac{0{,}6 \cdot V \cdot l_1}{K_L \cdot k \cdot C_v}},$$

C_v – питома об'ємна теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(м^3·°С); k – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу (деколи у довідниках позначається як λ), Дж/(м·с·°С); ε – відносний зсув (див. формулу (4.13)):

$$\varepsilon = \frac{K_L{}^2 - 2 \cdot K_L \cdot \sin\gamma_{\text{стр}} + 1}{K_L \cdot \cos\gamma_{\text{стр}}}; \tag{5.19}$$

l_1 – довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента:

$$l_1 = aK_L{}^{0{,}1}\left(K_L(1 - \text{tg}\gamma_{\text{стр}}) + \frac{2}{\cos\gamma_{\text{стр}}}\right), \tag{5.20}$$

Рівняння (5.16) – (5.20) розв'язують спільно ітераційним методом за алгоритмом, показаним на рис. 5.8; причому значення усадки стружки підбирають таким, щоб значення K у виразі (5.16) відрізнялося від 1 не більше ніж на 0,003. Значення K_L, що задовольняє цій умові, приймається як усадка стружки для даних умов оброблення.

Потім отримане значення K_L уточнюють із урахуванням властивостей оброблюваного матеріалу і одержують дійсне значення коефіцієнта усадки:

$$K_{L\partial} = 750 \cdot 10^6 K_L \ / S_к. \tag{5.21}$$

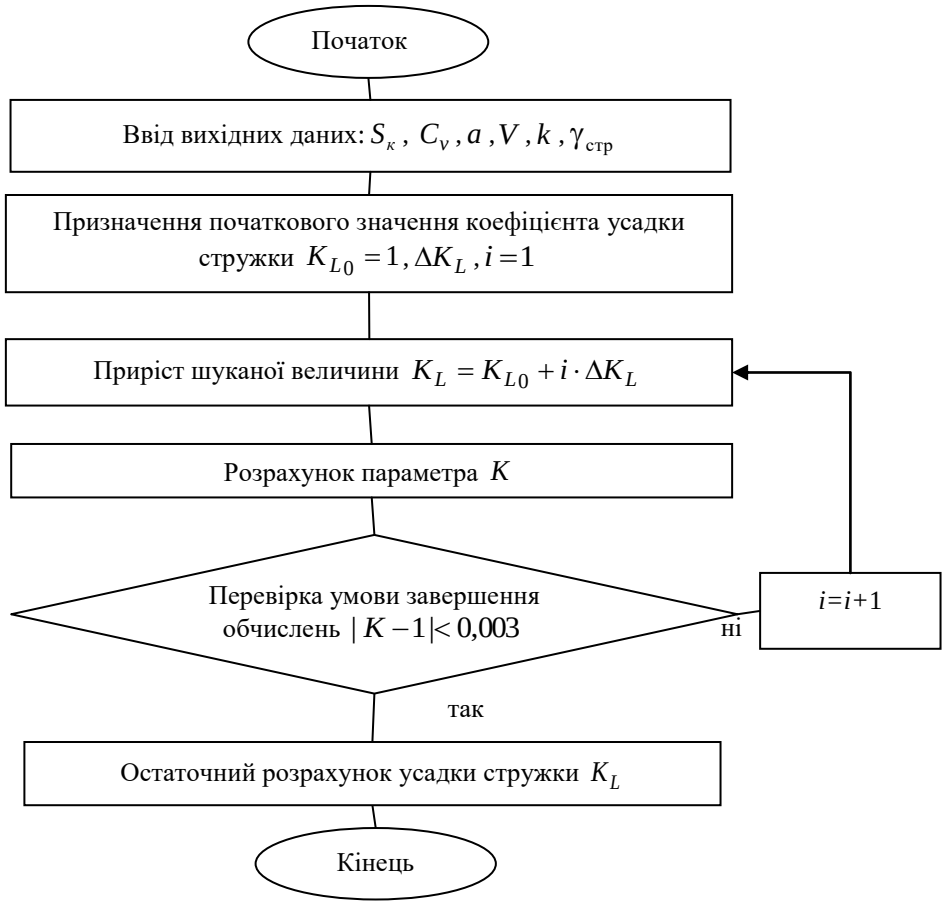


Рисунок 5.8. Спрощена схема алгоритму визначення усадки стружки для методу розрахунку складових сили різання, запропонованого Ю.О. Розенбергом [7, 8]

Етап 6. Розрахунок питомих сил різання на передній і задній поверхнях інструмента.

Розрахунок питомих сил на передній поверхні інструмента базується на положенні про рівність питомих робіт при різанні і стиску за умови рівності степенів пластичної деформації. Даний підхід був запропонований О.М.Розенбергом і А.Н.Єрьоміним [10]. Питома робота пластичної деформації при різанні виражається формулою:

$$A_{W\phi} = \tau_\phi \cdot \varepsilon. \tag{5.22}$$

Питому роботу пластичної деформації при різанні можна знайти як різницю між питомою роботою, виконуваною силою P_1, і питомою роботою сили тертя на передній поверхні інструмента:

$$A_{W\phi} = A_{WP_1} - A_{WF_1} = \frac{P_1 \cdot V}{a \cdot b \cdot V} - A_{WF_1}. \tag{5.23}$$

Відповідно до картини швидкостей (див. рис. 4.31) швидкість тертя стружки є

паралельною передній поверхні і дорівнює:

$$V_{F_1} = V\frac{sin\,\phi}{cos(\phi-\gamma_{стр})} = \frac{V}{K_L}, \tag{5.24}$$

а сила тертя:

$$F_1 = P_1 \cdot \frac{\sin\beta_{тр}}{\cos\omega} \tag{5.25}$$

Тоді

$$A_{W\phi} = \frac{P_1}{a\cdot b}\cdot\left(1-\frac{\sin\beta_{тр}}{K_L\cdot\cos\omega}\right) . \tag{5.26}$$

Прирівнюючи (5.22) і (5.26), маємо:

$$\frac{P_1}{a\cdot b}\cdot\left(1-\frac{\sin\beta_{тр}}{K_L\cdot\cos\omega}\right) = \tau_\phi\cdot\varepsilon .$$

Звідки

$$P_1 = \tau_\phi\cdot a\cdot b\cdot\varepsilon \Big/ \left(1-\frac{\sin\beta_{тр}}{K_L\cdot\cos\omega}\right) . \tag{5.27}$$

Як показано у [7] вираз $\varepsilon \Big/ \left(1-\frac{\sin\beta_{тр}}{K_L\cdot\cos\omega}\right)$ дорівнює K_1 у формулі (5.15). Тоді:

$$P_1 = \tau_\phi\cdot a\cdot b\cdot(\varepsilon+1). \tag{5.28}$$

Для визначення сили P_2 можна використати її зв'язок із силою P_1 (див. рис. 5.7):

$$P_2 = P_1\cdot\mathrm{tg}\,\omega = \tau_\phi ab(\varepsilon+1)\cdot\mathrm{tg}\,\omega . \tag{5.29}$$

На основі залежностей (5.28), (5.29) питомі сили (на одиницю площі зрізуваного шару) дотичну $(C_{ПП})$ і нормальну до неї $(U_{ПП})$ сили на передній поверхні можна визначити так:

$$C_{пп} = \tau_\phi(\varepsilon+1) \quad \text{або , як показано у [10]:} \quad C_{пп} = 2{,}7\bar{q}_{F1}\varepsilon ; \tag{5.30}$$

$$U_{пп} = C_{пп}tg\omega . \tag{5.31}$$

Для визначення питомих сил на задній поверхні **(сил, що діють на одиницю довжини різальної кромки)** автор [7, 8] пропонує використати так названі умовні сили на задній поверхні, які містять у собі сили, що діють на округлення різальної кромки і сили і безпосередньо на площадку зношування:

$$F_2 = (1{,}5\cdot\tau_\phi\cdot\varepsilon\cdot\rho\cdot k_\rho + \mu_1\cdot R_{eH}\cdot h_3)\sum l_2 , \tag{5.32}$$

$$N_2 = [1{,}5\cdot\tau_\phi\cdot\rho\cdot(3{,}17\varepsilon+1)\cdot\mathrm{tg}\,\omega\cdot k_\rho + R_{eH}\cdot h_3]\sum l_2 , \tag{5.33}$$

де $\sum l_2$ – сумарна активна довжина контакту по задній поверхні уздовж головних і допоміжної різальних кромок.

Тоді питому дотичну ($C_{зп}$) і нормальну до неї ($U_{зп}$) сили на задній поверхні інструмента можна визначити:

$$C_{ЗП} = 1{,}5\tau_\phi\varepsilon\cdot\rho\cdot k_\rho + \mu_1\cdot R_{eH}\cdot h_3 = C_\rho k_\rho + C_h , \text{ Н/м;} \tag{5.34}$$

$$U_{ЗП} = 1{,}5\tau_\phi\cdot\rho\cdot(3{,}17\varepsilon+1)\cdot tg\,\omega\cdot k_\rho + R_{eH}h_3 = U_\rho k_\rho + U_h , \text{ Н/м,} \tag{5.35}$$

де C_ρ, U_ρ – аналогічні за напрямами питомі сили, що діють на заокруглення різальної кромки радіусом ρ з боку передньої поверхні інструмента, Н/м; C_h, U_h – – аналогічні за напрямами питомі сили, що діють на площадку зношування по задній поверхні, Н/м; μ_1 – коефіцієнт тертя ковзання між інструментом і заготовкою; R_{eH} – границя плинності оброблюваного матеріалу, Па; h_3 – ширина фаски зношування по задній поверхні інструмента, м; k_ρ – коефіцієнт, що враховує вплив товщини зрізуваного шару:

$$\text{при } a \le 1{,}74\rho,\ k_\rho = \sqrt{a/1{,}74\rho} \text{ і при } a \ge 1{,}74\rho,\ k_\rho = 1.$$

Кут дії визначається за формулою: $\omega = 45° - \phi + \Delta$,

де $\phi = \operatorname{arctg}\left(\dfrac{\cos\gamma_{стр}}{K_L - \sin\gamma_{стр}}\right)$ – кут зсуву; $\Delta = \operatorname{arctg}\left(\dfrac{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{стр})}{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{стр}) + 2}\right)$.

Етап 7. Визначення технологічних складових сили різання.

Як відзначалося вище, величини елементарних технологічних складових сили різання можуть бути отримані проектуванням на відповідні напрямки складових елементарної сили різання (на ділянці Δb), одна з яких збігається за напрямком з вектором швидкості різання (ΔP_z), а інша розташована у основній площині, перпендикулярній цьому вектору (ΔP_{xy}). Для умов вільного прямокутного різання:

$$\Delta P_z = \Delta P_1 + \Delta F_2 = \tau_\phi \cdot a \cdot \Delta b \cdot (\varepsilon + 1) + \Delta b \cdot C_\rho \cdot k_\rho + \Delta b \cdot \mu_1 \cdot R_{eH} \cdot h_3; \quad (5.36)$$

$$\Delta P_{xy} = \Delta P_2 + \Delta N_2 = \tau_\phi \cdot a \cdot \Delta b \cdot (\varepsilon + 1) \cdot \operatorname{tg}\omega + \Delta b \cdot U_\rho \cdot k_\rho + \Delta b \cdot R_{eH} \cdot h_3, \quad 5.37)$$

де $a \cdot \Delta b = \Delta f_{ср.}$ – елементарна площа зрізуваного шару, м^2.

Для випадку невільного косокутного різання у розрахунку необхідно використовувати проекції ділянок різальної кромки (l_{P_z} і $l_{P_{xy}}$) на площини, перпендикулярні напрямкам розраховуваних сил.

З урахуванням формул (5.32), (5.33), (5.36), (5.37), маємо:

$$\Delta P_z = C_{пп} \cdot a \cdot \Delta b + C_{зп} \cdot \Delta b = C_{пп} \cdot \Delta f_{ср.} + C_{зп} \cdot l_{P_z}; \quad (5.38)$$

$$\Delta P_{xy} = U_{пп} \cdot a \cdot \Delta b + U_{зп} \cdot \Delta b = U_{ПП} \cdot \Delta f_{ср.} + U_{зп} \cdot l_{P_{xy}}; \quad (5.39)$$

$$\Delta P_x = \Delta P_{xy} \sin\varphi_{пр.}; \quad (5.40)$$

$$\Delta P_y = \Delta P_{xy} \cos\varphi_{пр.}, \quad (5.41)$$

де $\varphi_{пр.} = \varphi_{ср.} - \psi_1 - \psi_2$ – приведений головний кут у плані (з урахуванням невільного і косокутного різання).

Остаточно:

$$P_z = C_{пп} \cdot S \cdot t + C_{зп} \sum l_{xy}; \quad (5.42)$$

$$P_x = U_{пп} \cdot S \cdot t \cdot \sin\varphi_{пр.} + U_{зп} \cdot t; \quad (5.43)$$

$$P_y = U_{пп} \cdot S \cdot t \cdot \cos\varphi_{пр.} + U_{зп} \sum l_{xz}, \quad (5.44)$$

де $\sum l_{xy}$ і $\sum l_{xz}$ – проекції довжин активних ділянок різальної кромки на координатні площини, перпендикулярні відповідним технологічним складовим сили різання. Величина $\sum l_{zy}$ (при визначенні сили P_x) приймається рівною глибині різання t. Для інших

найбільш типових випадків токарного оброблення ці дані наведені у таблиці 5.1.

Перевагами методики, розробленої Ю.О.Розенбергом [18], є її універсальність (вона може бути застосована для будь-якого виду лезового оброблення), можливість урахування впливу температурно-швидкісного фактору, а також визначення коефіцієнта усадки стружки теоретично, тобто без проведення експериментів.

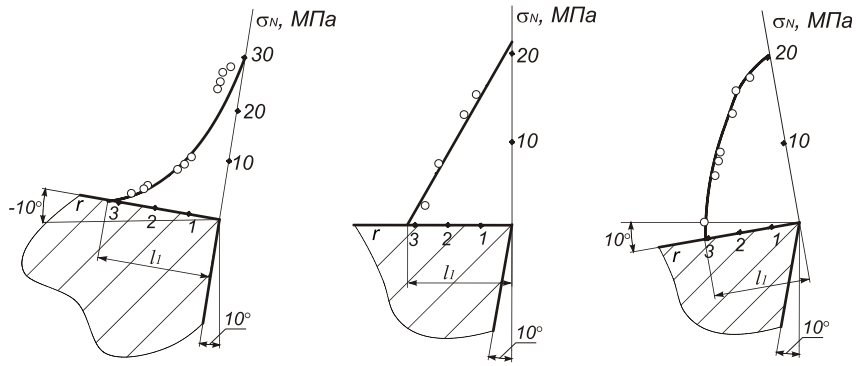
Однак перевірки показують, що результати, одержувані за допомогою цієї методики, близькі до реальних тільки для найпростіших способів оброблення і, в основному, для сили P_z. Сили P_x і P_y визначаються з набагато більшою похибкою через застосування наближених методів розрахунків температури й середніх дотичних напружень на передній поверхні інструмента.

Одночасно із розглянутими методами існують інші підходи до визначення сил різання. Так, в [13, 14, 16, 17 та ін.], пропонується розраховувати нормальні сили і сили тертя на передній і задній поверхнях інструмента шляхом інтегрування епюр відповідних нормальних і дотичних напружень.

Принципово, з фізичної точки зору підхід, безумовно, правильний, але у кожному із цих методів у якості вихідних даних приймається той або інший закон зміни дотичних і нормальних напружень на передній поверхні (див. рис. 4.57 і 4.58), а також закономірність зміни коефіцієнта тертя на контактних поверхнях (див. рис. 4.60 і 4.77).

Сучасні наукові алгоритми [14] дозволяють шляхом складних ітераційних розрахунків визначати коефіцієнт усадки, коефіцієнти тертя, довжину контакту по передній і задній поверхнях, контактні температури у кожній точці цих поверхонь і уздовж різальної кромки та пов'язані з ними нормальні і дотичні контактні напруження. У результаті одержують картину, більш наближену до реальності, ніж схеми з постійними дотичними напруженнями на передній поверхні.

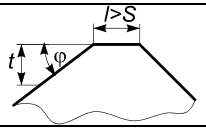
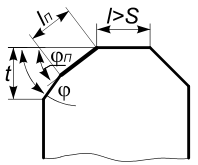
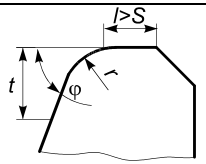
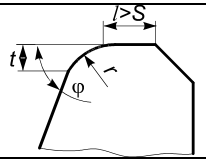
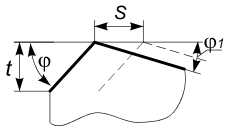
Однак, складність алгоритмів та прийнятих допущень є і деяким обмеженням у широкому поширенні розроблених методик в інженерній практиці. Крім того, як показано у роботах [15, 16], вид епюри розподілу нормальних напружень на передній поверхні інструмента сильно залежить від умов різання (в основному – від переднього кута) і може приймати як форму прямої, так і випуклої або ввігнутої кривої (рис.5.9).

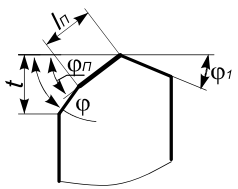
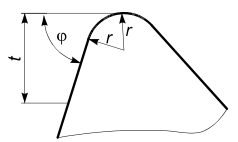
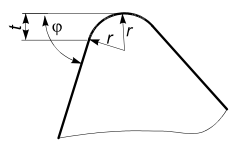
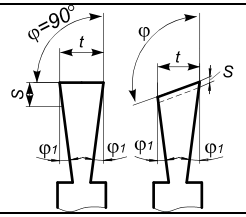


а) **б)** **в)**

Рисунок 5.9. Вплив переднього кута на розподіл нормальних напружень на передній поверхні інструмента [15] (*різання свинцю різцями з оптично активних матеріалів* $a = 0{,}75 \cdot 10^{-3}$ *м,* $V = 0{,}423 \cdot 10^{-3}$ *м/с,* $\alpha = 10°$. *а)* $\gamma = -10°$ *,б)* $\gamma = 0°$ *,в)* $\gamma = 10°$)

Таблиця 5.1. Залежності для визначення проекцій довжин різальних кромок і кутів у плані для найбільш характерних випадків токарного оброблення

	Схема різання	$\sum l_{xy}$	$\sum l_{zx}$	$\varphi_{ср.}$	$\varphi_{1ср.}$	$l_{доп}$
1		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin\varphi} + S$	$\sum l_{zx} = t \cdot ctg\varphi + S$	$\varphi_{ср.} = \varphi$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = S$
2		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin\varphi} + l_{П}\left(1 - \frac{\sin\varphi_{П}}{\sin\varphi} + S\right)$	$\sum l_{zx} = (t - l_{П}\sin\varphi_{П}) \times ctg\varphi + l_{П}\cos\varphi_{П} + S$	$\varphi_{ср.} = \frac{\varphi\frac{t - l_{П}\sin\varphi}{\sin\varphi} + l_{П}\varphi_{П}}{\frac{t - l_{П}\sin\varphi}{\sin\varphi} + l_{П}}$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = S$
3		$\sum l_{xy} = \frac{t - r(1-\cos\varphi)}{\sin\varphi} + r\varphi + S$	$\sum l_{zx} = t \cdot ctg\varphi + r \cdot tg\frac{\varphi}{2} + S$	$\varphi_{ср.} = \varphi\frac{1}{1 + \frac{r}{t}(1-\cos\varphi)}$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = S$
4		$\sum l_{xy} = r \cdot \arccos\left(1 - \frac{t}{r}\right) + S$	$\sum l_{zx} = \sqrt{2tr - t^2} + S$	$\varphi_{ср.} = \frac{1}{2}\arccos\left(1 - \frac{t}{r}\right)$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = S$
5		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin\varphi} + S\frac{\sin\varphi}{\sin(\varphi + \varphi_1)}$	$\sum l_{zx} = t \cdot ctg\varphi + \frac{S}{1 + tg\varphi_1 ctg\varphi}$	$\varphi_{ср.} = \varphi$	$\varphi_{1ср.} = \varphi_1$	$l_{доп} = S\frac{\sin\varphi}{\sin(\varphi + \varphi_1)}$

6		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin\varphi} + l_{\Pi}\left(1 - \frac{\sin\varphi_{\Pi}}{\sin\varphi}\right) + S\frac{\sin\varphi_{\Pi}}{\sin(\varphi_{\Pi} + \varphi_1)}$	$\sum l_{zx} = (t - l_{\Pi}\sin\varphi_{\Pi}) \times ctg\varphi + l_{\Pi}\cos\varphi_{\Pi} + \frac{S}{1 + tg\varphi_1 ctg\varphi_{\Pi}}$	$\varphi_{ср.} = \frac{\varphi\frac{t - l_{\Pi}\sin\varphi}{\sin\varphi} + l_{\Pi}\varphi_{\Pi}}{\frac{t - l_{\Pi}\sin\varphi}{\sin\varphi} + l_{\Pi}}$	$\varphi_{1ср.} = \varphi_1$	$l_{доп} = S\frac{\sin\varphi_{\Pi}}{\sin(\varphi_{\Pi} + \varphi_1)}$
7		$\sum l_{xy} = \frac{t - r(1 - \cos\varphi)}{\sin\varphi} + r\varphi + \frac{S}{2}$	$\sum l_{zx} = t \cdot ctg\varphi + r \cdot tg\frac{\varphi}{2} + \frac{S}{2}$	$\varphi_{ср.} = \varphi\frac{1}{1 + \frac{r}{t}(1 - \cos\varphi)}$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = r\sqrt{2\left(1 - \sqrt{1 - \frac{S^2}{4r^2}}\right)}$ $l_{доп} \approx \frac{S}{2}$
8		$\sum l_{xy} = r \cdot \arccos\left(1 - \frac{t}{r}\right) + \frac{S}{2}$	$\sum l_{zx} = \sqrt{2tr - t^2} + \frac{S}{2}$	$\varphi_{ср.} = \frac{1}{2}\arccos\left(1 - \frac{t}{r}\right)$	$\varphi_{1ср.} = 0$	$l_{доп} = r\sqrt{2\left(1 - \sqrt{1 - \frac{S^2}{4r^2}}\right)}$ $l_{доп} \approx \frac{S}{2}$
9		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin\varphi} + \frac{2S}{\cos\varphi_1}$	$\sum l_{zx} = \frac{t}{\sin\varphi}$	$\varphi_{ср.} = \varphi$	$\varphi_{1ср.} = \varphi_1$	$l_{доп} = 0$

Аналогічна ситуація виникає і при визначенні дотичних напружень. На рис. 5.10 показані епюри дотичних напружень на передній поверхні інструмента, запропоновані М. М. Зорєвим [4] (рис. 5.10, а), Н. В. Талантовим [17] (рис. 5.10, б) і В. С. Кушнером [13] (рис. 5.10, в). І якщо, розглядаючи ділянку пружного-пластичного контакту стружки з передньою поверхнею інструмента ($l_1 - l_0$), можна відзначити подібність графіків, то на ділянці пластичного контакту (l_0) вони мають суттєві відмінності.

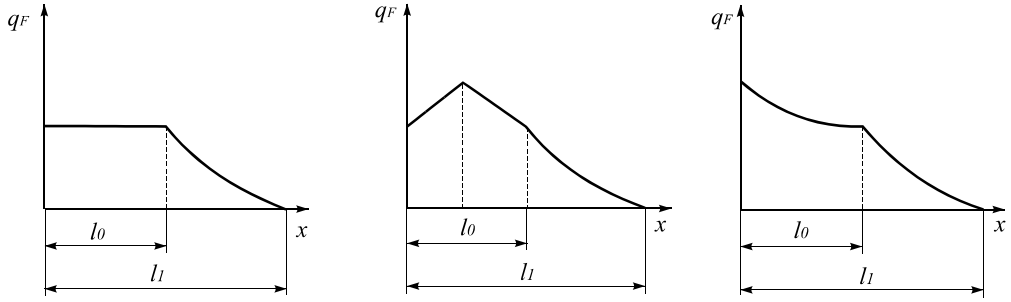


Рисунок 5.10. Епюри дотичних контактних напружень на передній поверхні інструмента: *за даними М.М.Зорєва [4] (а), Н.В. Талантова [17] (б) і В.С.Кушнера [13] (в)*

Таким чином, при одержанні більш достовірної експериментальної інформації про закони розподілу нормальних і дотичних напружень, а також коефіцієнтів тертя на контактних поверхнях з'явиться можливість удосконалити запропоновані наукові методики, а прогрес сучасної обчислювальної техніки дозволить їх довести до рівня інженерного використання.

В останні десятиліття бурхливо розвивається напрямок моделювання силової взаємодії складових системи різання методом скінченних елементів (МСЕ) (див. рис. 4.46, 4.47). Однією з головних переваг такого підходу є можливість побудови полів деформацій, швидкостей деформацій, температур та інших показників у будь-якому місці зони різання, приймаючи при цьому мінімальні допущення, чого не можливо домогтися ні експериментальними, ні аналітичними методами. Хоч багатьма авторами були отримані результати, досить наближені до реальних, одержанню більшої точності перешкоджають дві обставини [32]:

1. При моделюванні процесу різання методом СЕ як характеристику механічних властивостей оброблюваного матеріалу використовують рівняння стану, що зв'язує інтенсивність напружень із параметром зміцнення, інтенсивністю швидкості деформацій і температурою:

$$\sigma_s = \sigma'_s(q, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T), \tag{5.45}$$

де σ_s – фактична границя плинності при заданих умовах; $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$ – інтенсивність швидкостей пластичних деформацій, T – абсолютна температура, q – параметр зміцнення.

Як уже вказувалося, при реалізації процесу різання мають місце пластичні деформації значної величини. При цьому у зоні стружкоутворення деформування відбувається одночасно з малими швидкостями і температурами (поверхневий шар), з великими швидкостями і середніми температурами (зона первинних деформацій), із середніми швидкостями і великими температурами (зона вторинних деформацій).

Зазначені особливості процесу різання висувають специфічні вимоги до розра-

хункової характеристики механічних властивостей оброблюваного матеріалу – рівняння стану. Воно, як комплексна термомеханічна характеристика оброблюваного матеріалу, повинне вірно відбивати взаємозв'язок чотирьох фундаментальних параметрів процесу пластичної деформації у широкому діапазоні їхніх змін:

$$\varepsilon \in [0;4],\ \ \bar{\varepsilon} \in [10^{-4}; \bar{\varepsilon}_{max}]\text{с}^{-1},\ \ T \in [T_0; T_{\text{пл}}],$$

де T_0 – кімнатна температура, $T_{\text{пл}}$ – температура плавлення.

Способи експериментального визначення достовірних рівнянь стану у заданих діапазонах зміни параметрів ще тільки розвиваються.

2. Другим допущенням при моделюванні процесу різання є визначення закону зміни коефіцієнта тертя на передній і задній поверхнях інструмента. З огляду на складний характер контактної взаємодії на цих поверхнях (див.п.4.10, 4.12, 4.13), дана задача є не менш складною і чекає свого вирішення.

5.1.3. Експериментальні прилади та методи вимірювання складових сили різання. Побудова емпіричних формул для їх визначення

Зв'язок між змінними умовами різання і складовими сили P_z, P_y і P_x зазвичай знаходять експериментально [28, 31 та ін.].

Прилади, призначені для вимірювання складових сили різання, називають динамометрами. Якщо динамометр вимірює одну складову, то він називається однокомпонентним, дві – двокомпонентним і три – трикомпонентним. До динамометрів пред'являють наступні основні вимоги:

1. Точність виміру. При вимірах сил, необхідних для визначення потужності, що витрачається на різання, розрахунків на міцність і жорсткість інструментів та деталей верстатів, похибка виміру не повинна перевищувати $2-3\%$. Для дослідження фізичних процесів різання точність вимірів повинна становити $1-1{,}5$ %, а у деяких випадках доходити до 0,5 %.

2. Мала інерційність. Для цього частота власних коливань динамометра повинна значно перевершувати частоту коливань вимірюваної системи.

3. Вібростійкість при будь-яких швидкостях різання. Для цього пружні ланки динамометрів, що сприймають дію сил, повинні мати максимально можливу жорсткість.

4. Відсутність взаємного впливу складових сили різання, тобто датчик динамометра, що сприймає дію однієї зі складових сили різання, не повинен реагувати на дію інших складових.

За принципом дії розрізняють динамометри: гідравлічні, пружно-механічні і пружно-електричні [31]. У всіх конструкціях динамометрів знаходиться пружна ланка, деформація якої під дією сили реєструється механічними чи електричними датчиками.

На сьогодні найбільше застосування одержали пружно-електричні динамометри. Їхня дія базується на перетворенні переміщення або деформації пружних ланок динамометра в електричний сигнал за допомогою електричних датчиків. Найбільше поширення знайшли тензодатчики, що відносяться до параметричних електричних датчиків. Вони компактні і дозволяють у якості показуючих і записуючих пристроїв застосовувати універсальні гальванометри, магнітоелектричні і електронні осцилографи, комп'ютери.

У кращих закордонних динамометрах використовують п'єзоелектричні датчики, що дозволяють найбільш точно вимірювати не тільки статичну величину сили різання, але і високочастотну динаміку її зміни.

Дротяні тензодатчики наклеюють на пружну ланку динамометра (рис.5.11) і при її навантаженні датчик піддається тим же деформаціям, що і поверхня ланки, на якій він розташований.

Розтяг або стиск петель дроту змінює електричний опір датчика; ця зміна пропорційна величині діючої сили. Відносну зміну опору R дротяного датчика можна визначити за формулою:

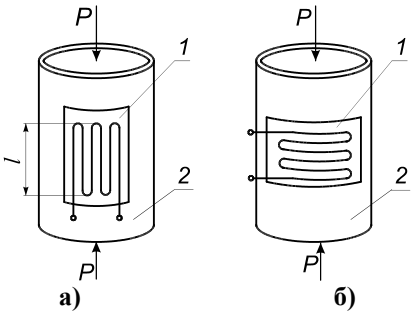


Рисунок 5.11. Схема наклеювання дротяного датчика 1 на пружний елемент 2 *(а – робочий датчик, б – компенсаційний датчик)*

$$\frac{\Delta R}{R} = K\frac{\Delta l}{l}\ , \qquad (5.46)$$

де ΔR – абсолютна зміна опору датчика; $\Delta l / l$ – відносна деформація дроту датчика; K – коефіцієнт тензочутливості, величина якого визначається матеріалом дроту; він зменшується при зменшенні довжини l (бази) датчика.

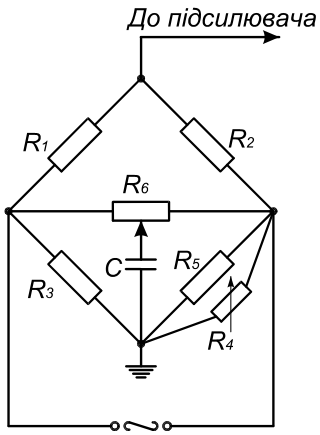


Рисунок 5.12. Схема включення дротяного датчика у вимірювальну систему

Як правило, робочий датчик R_1 включається у мостову вимірювальну схему (рис. 5.12). Крім того вводиться розміщений поруч з робочим аналогічний компенсаційний датчик R_2 (рис. 5.11,б), що який не деформується при роботі, а служить для врівноважування мосту і для компенсації впливу температури на опір дроту датчика R_1. (R_3, R_4, R_5 и R_6 постійні та змінні опори, що використовуються для побудови вимірювального мосту і його балансування перед експериментом).

Серед динамометрів із дротяними датчиками найбільше поширення знайшли універсальні динамометри типу УДМ. Вони дозволяють вимірювати три складові сили різання при обточуванні, нарізуванні різі різцем і мітчиком, фрезеруванні і шліфуванні, осьову силу і крутний момент при свердлінні, розвертанні і зенкеруванні. Залежно від максимальної величини вимірюваної головної складової сили різання P_z випускають динамометри різної чутливості: на 1000, 6000 і 12000 Н. Принципова схема динамометра зображена на рис. 5.13.

Основним елементом динамометра є квадратна пластина (човник), установлена у корпусі динамометра на пружних опорах 1–16 із термічно обробленої сталі. Опори мають трубчасту форму і характеризуються великою жорсткістю уздовж своєї осі і малою – у напрямку, перпендикулярному до осі. Для усунення зазорів і контактних деформацій у стиках деталей динамометра опори мають попередній натяг, що трохи перевищує половину максимального навантаження, що допускається опорою. На опори строго уздовж осі наклеєні дротяні датчики з базою l=10 мм (див. рис. 5.11, а).

Розташування пружних опор і схема наклеювання датчиків майже повністю усувають вплив кожної сили на датчики, що сприймають дію інших сил. Для посилення

електричного сигналу на виході вимірювальної схеми між динамометром 1 (рис. 5.14) і щитом приладів 3 із гальванометрами або осцилографом 4 передбачений електронний підсилювач 2.

Завдяки підсилювачу динамометри можуть мати більшу жорсткість пружних ланок, що підвищує загальну жорсткість і вібростійкість динамометрів і зменшує їх габарити.

Розвиток інформаційних технологій та обчислювальної техніки дозволяє записувати миттєві значення сил у цифровому виді (за допомогою аналогово-цифрового перетворювача – АЦП) з їх подальшим обробленням після закінчення запису на персональному комп'ютері (ПК) (рис.5.15). Оцифровані сигнали, попередньо пройшовши через фільтр (ФНЧ), записуються у файл і після цього обробляються з можливістю подальшого аналізу результатів.

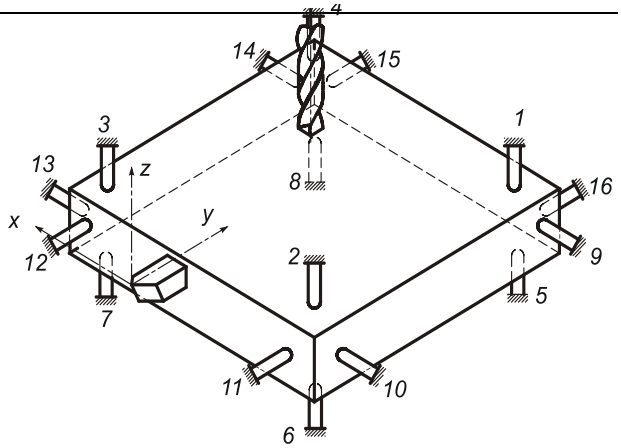


Рисунок 5.13. Схема універсального динамометра типу УДМ

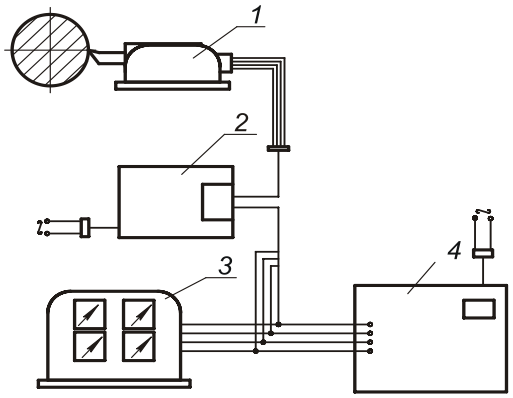


Рисунок 5.14. Схема включення динамометра УДМ і вимірювальної апаратури у мережу

Дані вимірювань сил різання, як правило, апроксимуються емпіричними залежностями, що використовуються для подальшого розрахунку чи прогнозування сил різання для будь-яких умов різання. Ці залежності, що відображають взаємозв'язок досліджуваних величин у процесі різання, прийнято виражати степенними функціями. Знаходження таких функцій дуже полегшується при застосуванні подвійної логарифмічної системи координат, де по осях абсцис і ординат відкладаються не самі величини, а їхні логарифми. Дійсно, нехай дана степенна функція:

$$y = nx^m, \tag{5.47}$$

тоді

$$lg\ y = lg\ n + m\, lg\ x, \tag{5.48}$$

тобто, у подвійній логарифмічній системі координат степенна функція (5.47) виражається прямою лінією (рис. 5.16), причому m буде величиною, рівною тангенсу кута ξ, утвореного прямою з позитивним напрямком осі абсцис, а n – відрізок, на осі ординат, що відповідає значенню x=1.

Припустимо, що ми хочемо представити залежність $P_z = f(a)$ у вигляді:

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{P_z}}.$$

Для цього результати, отримані у ході експериментів, необхідно зобразити графічно,

відкладаючи по осі абсцис величини $\lg a$, а по осі ординат – величини $\lg P_z$. З'єднуючи точки прямою лінією, визначають тангенс кута (***tg* визначається не через кут у градусах, а як відношення двох катетів**), утвореного нею з позитивним напрямком осі абсцис, що дає величину y_{P_z}. Відрізок, що пряма відітнула на осі ординат, відповідає значенню a=1 і дає величину C_{P_z}.

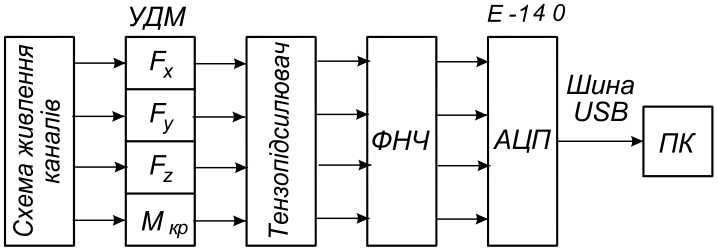


Рисунок 5.15. Структурна схема комп'ютерного пристрою для вимірювання і запису сил різання

Залежність деякої величини від двох і більше факторів у вигляді степенної функції можна виразити тільки у тому випадку, коли степінь впливу кожного з факторів не залежить від абсолютної величини самого цього фактора і абсолютної величини інших факторів, тобто, коли між факторами немає взаємодії.

У цьому випадку роблять так. Допустимо, що потрібно визначити залежність P_z від товщини зрізуваного шару a і ширини b у вигляді:

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{P_z}} b^{x_{P_z}} . \qquad (5.49)$$

Для цього, використовуючи апроксимацію, визначають часткові залежності: $P_z = C'_{p_z} a^{y_{P_z}}$ – при деякому значенні $b = b_1$ та $P_z = C''_{p_z} b^{x_{P_z}}$ – при деякому значенні $a = a_1$. Для того, щоб загальна залежність була еквівалентною частковим, має бути:

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{P_z}} (b_1)^{x_{P_z}} = C'_{p_z} a^{y_{P_z}} \text{ і } P_z = C_{p_z} (a_1)^{y_{P_z}} b^{x_{P_z}} = C''_{p_z} b^{x_{P_z}} ,$$

звідки визначають постійну C_{P_z} із кожної степенної формули, як:

$$C^I_{p_z} = \frac{C'_{p_z}}{(b_1)^{x_{P_z}}} \text{ і } C^{II}_{p_z} = \frac{C''_{p_z}}{(a_1)^{y_{P_z}}} .$$

Унаслідок неминучих похибок експериментів величини $C^I_{p_z}$ і $C^{II}_{p_z}$, отримані з першої і другої серій дослідів, будуть відрізняться одна від одної. Тому остаточне значення постійної у формулі (5.49) приймається як середнє арифметичне двох отриманих значень:

$$C_{p_z} = \frac{C^I_{p_z} + C^{II}_{p_z}}{2} .$$

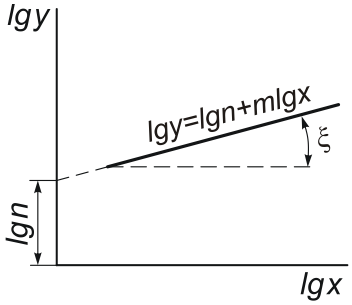


Рисунок 5.16. Представлення степенної функції у подвійній логарифмічній системі координат

Недоліком викладеного графічного методу є суб'єктивність у проведенні апроксимуючої прямої, яка найбільш відповідає нанесеним на графік дослідним точкам. Цей недолік усувається при застосуванні аналітичної апроксимації за методом найменших квадратів [31].

Слід особливо зазначити, що, незважаючи на широке поширення у теорії різання степенних залежностей, всякий раз до їхнього використання треба підходити з вели-

кою обережністю, тому що їх можна застосовуватися тільки у тому діапазоні зміни факторів, де вони були отримані, і по суті своїй вони не можуть відобразити загальний зв'язок і взаємозалежності явищ.

5.1.4. Закономірності впливу умов різання на силу і потужність різання

Оскільки для гострого інструмента величина ділянки контакту по передній поверхні набагато більша, ніж на задній, то основний вклад у величину загальної сили різання вносять сили на передній поверхні. Кожну із цих складових можна представити як добуток середніх напружень $\overline{\sigma}_N$ і $\overline{q}_{F1}$ на площу ділянки контакту $l_1 \cdot b$. Як випливає з формули (5.20), довжина контакту l_1 є функцією товщини зрізуваного шару, переднього кута і коефіцієнта усадки.

Середні ж напруження на передній поверхні і результуюча сила стружкоутворення R_1 (5.1) на ній є реакцією на процеси пластичної деформації, що проходять у площині зсуву. Тому їхні значення визначаються границею плинності при зсуві оброблюваного матеріалу τ_ϕ (див. формули (5.12) і (5.17)) та степенем пластичної деформації зрізуваного шару, тобто кутом зсуву або коефіцієнтом усадки.

Таким чином, вплив будь-якого параметру процесу різання на силу слід розглядати через його зв'язок із границею плинності при зсуві оброблюваного матеріалу, коефіцієнтом усадки і розмірами поперечного перерізу зрізуваного шару.

Вплив глибини різання і подачі. При збільшенні t і S (або b і a) пропорційно зростає площа поперечного перерізу зрізуваного шару, а значить – навантаження на передню поверхню, однак вплив цих факторів на коефіцієнт усадки – різний. Так зміна t (або b) практично не впливає на коефіцієнт усадки, тому що у зону різання вводяться лише нові ділянки різальної кромки з аналогічними умовами різання (рис. 5.17, б). Отже, у стільки ж раз збільшується навантаження на різець, викликане силами, що діють на передню і задню поверхні інструмента.

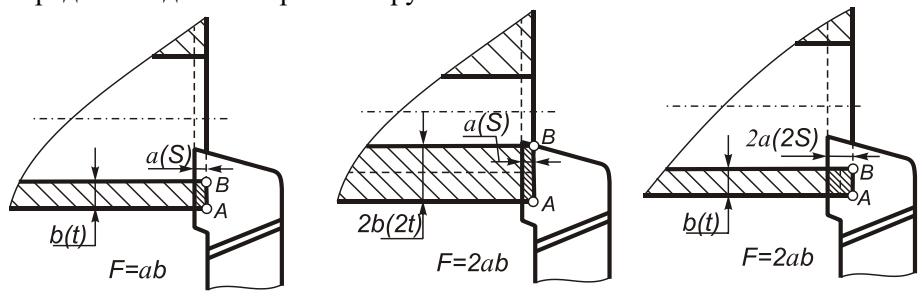


Рисунок 5.17. Схеми до визначення впливу *a* і *b* на силу різання: *а) ширина зрізуваного шару – b, товщина зрізуваного шару – a; б) ширина зрізуваного шару – 2b, товщина зрізуваного шару – a; в) ширина зрізуваного шару – b, товщина зрізуваного шару – 2a.*

Збільшення ж S або товщини зрізуваного шару a (рис. 5.17, в) при такій же ширині b приводить до зменшення степеню пластичної деформації (див. залежність (4.36)). Одночасно сили на задній поверхні залишаються незмінними. Тому результуючий вплив глибини різання на силу більший, ніж подачі (рис.5.18). У формулі (5.49) це відображається різними значеннями показників степеня:

$$x_{pz} \approx 1{,}0\ ;\ y_{pz} \approx 0{,}75\ .$$

Розділимо формулу (5.49) на площу перерізу зрізуваного шару ($ab=St$). Отриманий вираз (з урахуванням, що $x_{pz} \approx 1{,}0$) називається питома сила різання p, що діє на одиницю площі зрізуваного шару:

$$p = \frac{P_z}{a \cdot b} = \frac{C_{pz} a^{y_{pz}} \cdot b^{x_{pz}}}{a \cdot b} = \frac{C_{pz}}{a^{1-y_{pz}}}\ .$$

Очевидно, що з ростом товщини зрізуваного шару (подачі) питома сила різання зменшується. Тому для зменшення сили різання при обробленні завжди слід збільшувати подачу (товщину), зменшуючи глибину різання (ширину зрізуваного шару). Аналогічний характер впливу a і b має місце не тільки при обточуванні, але і при оброблені всіма лезовими інструментами.

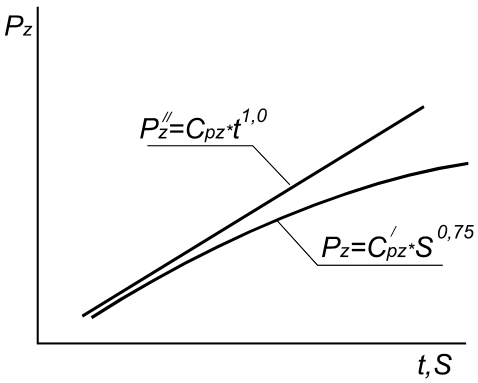


Рисунок 5.18. Вплив зміни глибини різання t(*b*) і подачі S (*a*) на силу різання

Так як величина питомої сили залежить від елементів режиму різання (V, t, S), геометричних параметрів інструмента та умов оброблення, то значення p, отримані у різних умовах, не можуть бути порівняні. Тому, як порівняльна характеристика опору оброблюваного матеріалу різанню був введений ***коефіцієнт різання*** k**,** під яким розуміється питома сила різання, виміряна при наступних умовах: передній кут $\gamma = 15°$; головний кут у плані $\varphi = 45°$; глибина різання t=5 мм; подача S=1 мм/об; різальна кромка різця – прямолінійна; радіус вершини різця r=1мм, робота виконується без охолодження. Тобто

$$k = \frac{P_z}{t \cdot S} = \frac{P_z}{5 \cdot 1}\ . \qquad (5.50)$$

Вплив швидкості різання. Раніше вважалося, що швидкість різання практично не впливає на силу. Пояснюється це проведенням дослідів у порівняно вузькому діапазоні швидкостей, а також недостатньою чутливістю використовуваних при цьому динамометрів. Зараз експериментально встановлено, що у широкому діапазоні швидкостей різання цей вплив проявляється через зміну коефіцієнта усадки стружки, який, як правило, зменшується із ростом швидкості (див. вираз (4.37)), за винятком зони наростоутворення (див. рис. 4.87). Тому залежність $P_z - V$ буде різною для матеріалів схильних (рис. 5.19) і не схильних (рис. 5.20) до наростоутворення. Для перших мінімальні значення сили на кривих $P_z = f(V)$ відповідають максимальній висоті наросту.

Різання на високих швидкостях приводить до значного підвищення температури різання, зникненню наросту, у результаті чого зменшується коефіцієнти тертя, усадки, а, отже і P_z. Аналогічно виглядають залежності $P_z = f(V)$ для матеріалів, не схильних до наростоутворення – міді, жароміцних і нержавіючих сталей і сплавів, титанових сплавів (див. рис. 5.20). Все сказане відноситься і до зміни сили P_x.

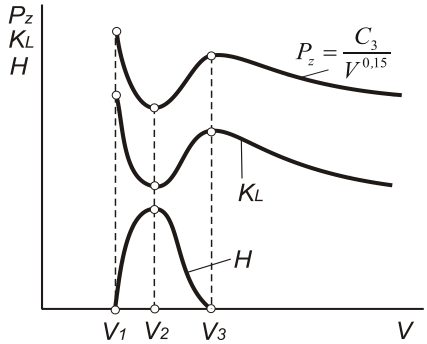


Рис.5.19. Вплив швидкості різання на висоту наросту, коефіцієнт усадки і силу різання для матеріалів, схильних до наростоутворення

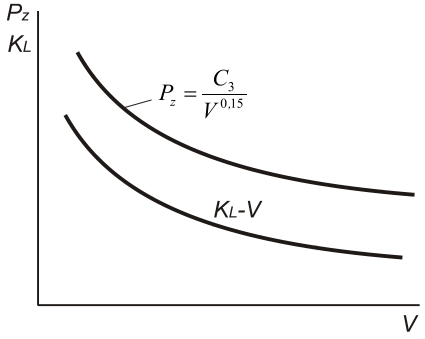


Рис.5.20. Вплив швидкості різання на силу різання для матеріалів, не схильних до наростоутворення

Швидкості різання, з якими працюють при обточуванні твердосплавним інструментом, більші швидкості V_3 (див. рис. 5.19), тому ділянку графіка для $V > V_3$ і для рис. 5.20 можна апроксимувати формулою:

$$P_z = \frac{C_3}{V^{z_{Pz}}},$$

де для діапазону *V*=50–350 м/хв. – $z_{pz} = 0{,}25...0{,}1$; а для сили P_x – $z_{px} = 0{,}4...0{,}2$.

При швидкостях оброблення більше 400 м/хв. для будь-яких матеріалів швидкість різання практично перестає впливати на складові сили різання ($z_p \to 0$), тому у формулах для P_z впливом швидкості різання нехтують.

Вплив кута в плані інструмента. Головний кут у плані інструмента змінює співвідношення між шириною і товщиною зрізуваного шару b/a (див. рис. 2.26) і положення різальної кромки відносно напрямку руху подачі (див. рис. 5.3). Тому для вільного різання або, коли радіус при вершині інструмента дорівнює нулю, з огляду на більш сильний вплив на силу різання *b*(*t*), чим *a*(*S*), зі збільшенням φ сила різання падає. Це добре підтверджується експериментами при різанні будь-яких пластичних матеріалів (рис. 5.21, криві 2 і 3).

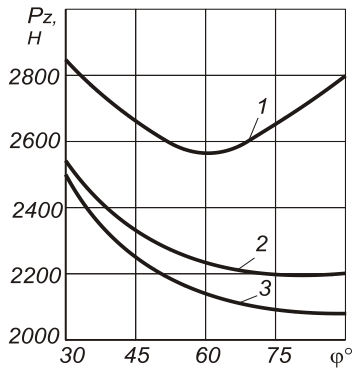
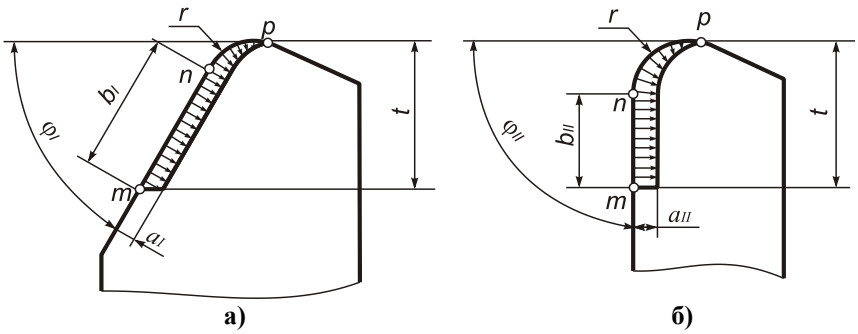


Рисунок 5.21. Вплив головного кута в плані φ на силу P_z при обточуванні [29] *(сталь; t=2мм; S=0,48 мм/об; V =40 м/хв.): 1 – невільне обточування різцем з r=2мм; 2 – невільне обточування різцем з r=0; 3 – вільне обточування*

Зі збільшенням кута φ в умовах невільного різання при наявності перехідного леза зі значним радіусом вершини зростає роль перехідної криволінійної різальної кромки *пр* (рис. 5.22). На цій ділянці частини стружки, переміщаючись по передній поверхні у напрямках, перпендикулярних до перехідної кромки, заважають один одному і, додатково деформуючись, збільшують загальну степінь деформації зрізуваного шару (рис. 5.22, б).

Вплив кута φ на силу P_z пов'язаний у цьому випадку з дією двох конкуруючих явищ: зменшення відношення *b/a* при збільшенні кута φ і

збільшення відношення довжини криволінійної перехідної кромки до робочої довжини головної різальної кромки.



а) б)

Рисунок 5.22. Вплив головного кута в плані на відношення довжини перехідної різальної кромки до довжини головної різальної кромки

Тому, починаючи з деякого значення φ, сила різання починає зростати (див. рис. 5.21, крива 1). При обробленні чавуну та інших крихких матеріалів, що дають стружку надлому, роль радіуса при вершині незначна.

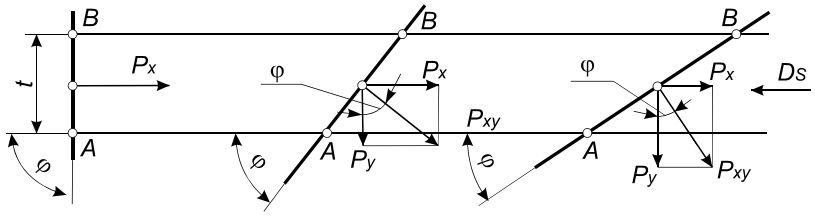


Рисунок 5.23. Схема впливу кута в плані φ на величини сил P_x і P_y. *AB* – активна довжина різальної кромки

Крім уже відзначеного, при зменшенні головного кута в плані від 90° з'являється третя складова сили різання P_y (сила відштовхування), причому, чим менше φ, тим більшою стає сила P_y і зменшується сила подачі P_x (рис. 5.23). Наведені міркування випливають із аналітичної залежності (5.3) і добре підтверджуються експериментально (рис.5.24).

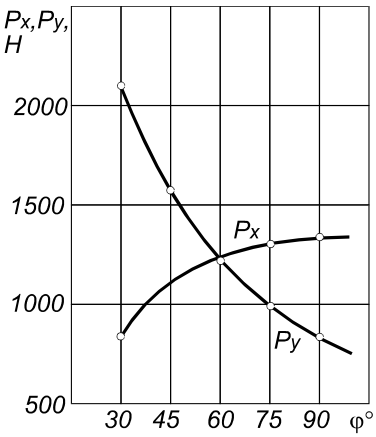


Рисунок 5.24. Вплив головного кута в плані φ на сили P_x і P_y [29]

При розрахунку складових сили різання вплив головного кута в плані враховують коефіцієнтом – k_φ, окремим для кожної складової.

Збільшення радіуса *r* кривизни вершини викликає зменшення перехідних кутів у плані у різних точках леза. Крім того, збільшення довжини перехідного леза погіршує умови стружкоутворення біля вершини різця. Внаслідок цього сили P_z і P_y зростають, а сила P_x зменшується.

При розрахунку складових сили різання вплив радіуса r враховують коефіцієнтом – k_r, окремим для кожної складової.

Вплив переднього і заднього кутів інструмента. У будь-якому випадку зменшення переднього кута завжди викликає ріст степеню деформації стружки (коефіцієнта усадки), а значить, і сили різання. Та зі всіх складо-

вих найбільш сильний ріст спостерігається у сили P_x (рис. 5.25).

При розрахунку складових сили різання вплив переднього кута враховують коефіцієнтом – k_γ, окремим для кожної складової.

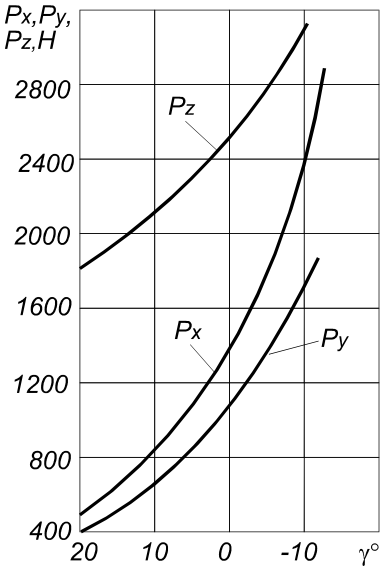


Рисунок 5.25. Вплив переднього кута на сили P_z, P_y і P_x при обточуванні [5] *(сталь 40; $\varphi = 60°$; t=4 мм; S=0,285 мм/об; V=40 м/хв.)*

Задня поверхня інструмента у стружкоутворенні участі не бере. Отже, вплив заднього кута на складові сили різання може проявлятися тільки через зміну сил, що діють на задній поверхні. Експерименти показують, що якщо задній кут різця більше 8–10°, то складові сили різання від нього не залежать. При менших кутах зменшення заднього кута викликає незначне зростання сил P_z, P_x і особливо – P_y, що відштовхує інструмент від обробленої поверхні.

<u>Кут нахилу головної різальної кромки</u> λ змінює напрямок сходу стружки, збільшує робочу довжину головної кромки, а також при будь-якому знакові кута λ, приводить до додаткової поперечної деформації стружки уздовж різальної кромки, збільшуючи тим самим її загальну степінь деформації.

На головну складову сили різання P_z (рис. 5.26) зміна кута λ впливає порівняно мало. При зростанні позитивного кута λ сила P_z трохи зростає, при $\lambda > 30°$ (внаслідок збільшення степеню деформації зрізуваного шару). Так як у більшості токарних різців зміна кута λ не виходить за межі $\pm 10°$, то його впливом на силу P_z можна знехтувати.

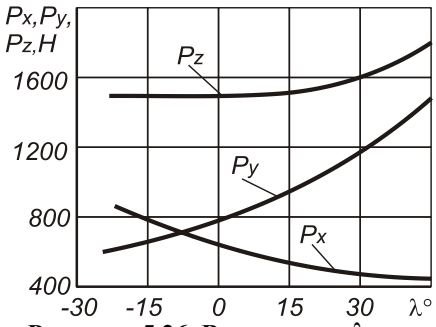


Рисунок 5.26. Вплив кута λ на сили P_z, P_y і P_x при обточуванні [31] *(сталь 45; $\varphi = 45°$; t=3 мм; S=0,307 мм/об; V=143 м/хв.)*

На сили P_y і P_x кут λ впливає значно сильніше. При переході від негативних кутів λ до позитивних через зміну кута напрямку сходу стружки ψ_2 (див. рис. 5.6) сила відштовхування P_y зростає, а сила подачі P_x – зменшується. *При розрахунку складових сили різання вплив кута λ враховують коефіцієнтом – k_λ, окремим для кожної складової.*

<u>Вплив властивостей оброблюваного матеріалу.</u> З одного боку збільшення міцності оброблюваного матеріалу зменшує коефіцієнт усадки (див. рис. 4.88), а виходить – середні напруження на передній поверхні. Але з іншого – збільшуються зсувні напруження у площині зсуву τ_ϕ, що викликає ріст середніх напружень на передній поверхні і сили стружкоутворення. Залежно від того, який фактор є переважаючим, сили P_z, P_y і P_x можуть при збільшенні міцності оброблюваного матеріалу як зростати, так і зменшуватися.

Вважається встановленим, що якщо при збільшенні міцності оброблюваного матеріалу усадка стружки K_L зменшується мало, то сили P_z, P_y і P_x зростають. Якщо K_L зменшується значно, то це приводить до зменшення сил. Аналіз таблиці 5.2 показує, що одні характеристики міцності оброблюваних матеріалів різних хімічних складів не можуть служити об'єктивним показником при оцінці сил різання.

Для однорідних за хімічним складом оброблюваних матеріалів збільшення їхньої міцності і твердості приводить до випереджального росту напружень у площині зсуву у порівнянні зі зниженням коефіцієнта усадки. Тому при обробленні незагартованих сталей установлена залежність $P_z = C_1 R_m^{0,35}$, а при обробленні сірих чавунів $P_z = C_2 HB^{0,4}$. *Вплив оброблюваного матеріалу на величини складових сили різання враховують коефіцієнтом –* $k_{\text{М}}$.

Таблиця 5.2. Вплив механічних властивостей оброблюваного матеріалу на величину сили P_z **[5]** *(*$\gamma = 20°$ *; а=0,22 мм; V=0,2 м/хв.)*

Оброблюваний матеріал	τ_ϕ, МПа	ϕ	K_L	P_z, Н
Мідь	320	9°05′	6,2	5000
Сталь 00	460	11°50′	4,3	5700
Сталь 10	490	16°30′	3,5	4500
Сталь 20Х	580	17°40′	3,3	5000
Сталь 1Х18Н9Т	1030	22°45′	2,6	7400

Інструментальний матеріал впливає через зміну коефіцієнта зовнішнього тертя на передній і задній поверхнях, а також через адгезійну здатність поверхні інструмента до матеріалу заготовки. Останній фактор змінює довжину контактної ділянки на передній поверхні, перерозподіляючи на ній нормальні і дотичні напруження. Тому сили різання при обробленні алмазним різцем завжди менші (при рівних інших умовах), чим різцем зі швидкорізальної сталі, що має більший коефіцієнт тертя і адгезійну здатність. Цим же фактом пояснюється зниження сил при різанні інструментами з покриттями.

Вплив МОТС. Мастильно-охолоджувальні середовища здійснюють двояку дію на процес різання. З одного боку вони зменшують коефіцієнт зовнішнього тертя, а також, проникаючи у зону контакту, зменшують сили адгезійного схоплювання із загальмованим шаром, укорочуючи його та загальну довжину контакту. Все це сприяє зменшенню сили F_1 (див. рис.5.3). З іншого боку – охолоджувальна дія МОР приводить до зниження температури різання і збільшення границі плинності на зсув матеріалу стружки у зоні вторинної пластичної деформації, що може бути причиною росту F_1. Як правило, перша дія переважає, тому використання МОР зменшує сили різання. При цьому більшою мірою знижуються горизонтальні складові P_y і P_x. Наприклад, застосування масляної МОТС знижує силу P_z на 20%, а P_y і P_x – на 30–40%. *Вплив МОР на зниження сил різання враховують коефіцієнтом –* k_ω, *окремим для кожної складової.*

Збільшення зношування інструмента по задній поверхні приводить до підвищення сили різання, особливо її горизонтальних складових P_y і P_x. *Цей вплив при ро-*

зрахунку сил різання враховують коефіцієнтом – k_h, окремим для кожної складової.

Узагальнені емпіричні формули для розрахунку складових сили різання.

Практика застосування узагальнених емпіричних формул показала, що параметри режиму різання *t, S* і *V* найбільш зручно враховувати безпосередньо, а інші – опосередковано, через узагальнений поправочний коефіцієнт – k_p. Наприклад, для обточування узагальнена емпірична формула для розрахунку складової сили різання P_z, Н буде мати вигляд:

$$P_z = 9{,}8C_{p_z} t^{x_{p_z}} S^{y_{p_z}} V^{z_{p_z}} k_{p_z}, \tag{5.51}$$

де $9{,}8C_{p_z}$ – коефіцієнт, що враховує вплив на силу P_z різних умов різання у діапазоні зміни режимів *t, S* і *V*, коли $k_{p_z} = 1$ (число 9,8 вводиться для переведення табличних значень у довідниках із кГс у Н); x_{p_z}, y_{p_z}, z_{p_z} – показники степенів, що визначають вплив елементів режиму різання *t, S* і *V* на зміну сили P_z; k_{p_z} – узагальнений поправочний силовий коефіцієнт, що визначається залежністю:

$$k_{pz} = k_{Mp} \cdot k_{\varphi pz} \cdot k_{\gamma pz} \cdot k_{\lambda pz} \cdot k_{rpz}, \tag{5.52}$$

де добуток силових поправочних коефіцієнтів ураховує вплив на силу різання: k_{Mp} – оброблюваного матеріалу; $k_{\varphi pz}$ – головного кута в плані; $k_{\gamma pz}$ – переднього кута; $k_{\lambda pz}$ – кута нахилу головної різальної кромки; k_{rpz} – радіуса вершини інструмента.

Всі коефіцієнти і показники степенів знаходяться із таблиць довідників або визначаються експериментально. Формули для розрахунку сил P_y і P_x мають аналогічний вигляд.

Істотним недоліком всіх емпіричних формул є те, що вони не враховують взаємозв'язок впливу різних факторів на складові сили різання.

Потужність, затрачувана при різанні. Для того щоб підрахувати потужність, що витрачається на різання (ефективну потужність), необхідно підсумувати потужності на подолання кожної сили P_z, P_y і P_x, тобто:

$$N_{\text{різ.}} = N_{P_z} + N_{P_y} + N_{P_x}. \tag{5.53}$$

Так як потужність є добутком сили на швидкість переміщення у напрямку її дії, то вводячи відповідні перевідні коефіцієнти, одержимо:

$$N_{\text{різ.}} = \frac{P_z V}{60 \cdot 1000} + \frac{P_y V_y}{60 \cdot 1000} + \frac{P_x S n}{60 \cdot 1000 \cdot 1000}, \text{ кВт.} \tag{5.54}$$

За визначенням, ніяких переміщень у напрямку дії сили P_y або у зворотному йому немає, тобто $V_y = 0$, а, отже, другий доданок дорівнює нулю. Третій доданок, що представляє собою потужність, затрачувану на рух подачі, малий (1–2% N_{P_z}), і ним можна знехтувати. Тоді:

$$N_{\text{різ.}} = \frac{P_z V}{60 \cdot 1000}, \text{ кВт.} \tag{5.55}$$

Для реалізації процесу різання на заданому верстаті необхідно, щоб потужність електродвигуна верстата $N_{\text{е.д.}}$ була більшою або, у крайньому випадку, дорівнювала розрахунковій потужності різання, з урахуванням ККД коробки швидкостей верстата ($\eta \approx 0{,}8...0{,}85$), тобто:

$$N_{\text{е.д.}} \geq \frac{N_{\text{різ.}}}{\eta}. \tag{5.56}$$

5.1.5. Практичне використання силових залежностей. Розрахунок сил і потужності для різних видів оброблення

Обточування. При токарному обробленні в умовах невільного різання сила R опору різанню розкладається на три взаємно перпендикулярні складові (рис. 5.27), що діють на різець (P_z, P_x, P_y) і – у протилежному напрямку – на заготовку.

При розрахунку складових сили різання (у Н) найбільш часто використовують наступні емпіричні формули:

$$\begin{aligned} P_z &= 9{,}8 \cdot C_{p_z} \cdot t^{x_{p_z}} \cdot S^{y_{p_z}} \cdot V^{z_{p_z}} \cdot k_{p_z}; \\ P_y &= 9{,}8 \cdot C_{p_y} \cdot t^{x_{p_y}} \cdot S^{y_{p_y}} \cdot V^{z_{p_y}} \cdot k_{p_y}; \\ P_x &= 9{,}8 \cdot C_{p_x} \cdot t^{x_{p_x}} \cdot S^{y_{p_x}} \cdot V^{z_{p_x}} \cdot k_{p_x}, \end{aligned} \tag{5.57}$$

де $C_{p_z}, C_{p_y}, C_{p_x}$ – коефіцієнти, що характеризують умови оброблення; $x_{p_z}, x_{p_y}, x_{p_x}$ – показники степенів при глибині різання t; $y_{p_z}, y_{p_y}, y_{p_z}$ – показники степенів при подачі S; $z_{p_z}, z_{p_y}, z_{p_x}$ – показники степенів при швидкості різання V; $k_{p_z}, k_{p_y}, k_{p_x}$ – узагальнені корекційні (поправочні) коефіцієнти.

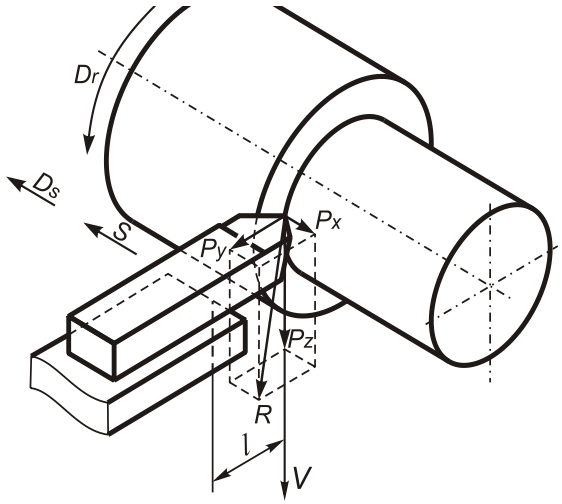


Рисунок 5.27. Схема розкладання рівнодіючої сили R на складові P_z, P_y, P_x

У табл. 5.3 дані середні значення коефіцієнтів і показників степенів для розрахунку сил P_z, P_y і P_x (при $S<t$) при зовнішньому поздовжньому обточуванні для умов проведення силових експериментів (міцність R_m оброблюваного матеріалу, різання твердосплавними різцями з $\gamma = +10°$, $\varphi = 45°$, $r = 2$ мм, $\lambda = 0°$, $\varphi_1 = 10°$, робота без охолодження і величина зношування різців по задній поверхні $h_3 = 1{,}0...1{,}4$ мм). Для цих умов обточуван-

ня узагальнені поправочні коефіцієнти будуть рівні $k_{p_z} = k_{p_y} = k_{p_x} = 1$.

При умовах роботи, що відрізняються від зазначених, слід використовувати поправочні коефіцієнти, що наводяться у довідниках. Добуток цих коефіцієнтів (див. формулу (5.52)) і буде узагальненим поправочним коефіцієнтом k_p для кожної складової сили різання.

Дія сил різання на різець. Сила P_z згинає різець у вертикальній площині, сила P_y прагне відштовхнути різець від заготовки, а сила P_x згинає різець у горизонтальній площині і вивертає його із різцетримача (див. рис. 5.27).

Очевидно, що чим більше виліт різця l, тим більше буде згинаючий момент $M_{\text{зг.}} = P_z \cdot l$, а отже, тим більшим має бути перетин тіла різця. Щоб уникнути зсув різця під дією сил P_y і P_x він має бути міцно закріплений у різцетримачі.

Таблиця 5.3. Значення коефіцієнтів і показників степенів у формулах для підрахунку сил P_z, P_y і P_x для зовнішнього поздовжнього обточування твердосплавним різцем

Матеріал заготовки	Подача, мм/об	Коефіцієнти і показники степенів при визначенні											
		P_z				P_y				P_x			
		C_{p_z}	x_{p_z}	y_{p_z}	z_{p_z}	C_{p_y}	x_{p_y}	y_{p_y}	z_{p_y}	C_{p_x}	x_{p_x}	y_{p_z}	z_{p_x}
Сталь R_m=750 МПа	до 0,75	300	1,0	0,75	–0,15	243	0,9	0,6	–0,3	339	1,0	0,5	–0,4
	понад 0,75									315		0,2	

Напруження, створені у корпусі різця силами P_z, P_y і P_x, не повинні перевищувати допустимих напружень для матеріалу корпусу із умови його міцності і жорсткості. Одночасно із напруженнями у корпусі різця сила P_z створює значно більші напруження у різальній частині інструмента – у пластинці. Залежно від значення переднього кута пластинка може зазнавати деформації згину, зрізу або стиску. Для кожного різця сила P_z має бути не більше певної величини, інакше напруження, викликані цією силою, досягнуть границі міцності пластинки і вона зруйнується. Це особливо важливо для різців із твердого сплаву, мінералокерамічних, алмазних і композиту (внаслідок їх більшої крихкості).

Точка прикладення рівнодіючої всіх сил O_1 (або центр тиску стружки на різець) не проходить через центр ваги перетину корпусу різця O (рис. 5.28).

Приблизно центр тиску O_1 може бути визначений як точка перетину діагоналей перерізу зрізуваного шару. Таке його положення відносно центра ваги перерізу корпусу різця приводить до того, що сила P_z, крім нормальних напружень від згинаючого моменту $M_{\text{зг.}} = P_z \cdot l$ і дотичних напружень від перерізаючої сили при згині, створює ще й дотичні напруження від крутного моменту $M_{\text{кр.z}} = P_z l_0$.

Сила P_x, крім нормальних напружень від згинаючого моменту і дотичних напружень від перерізаючої сили при згині, створює дотичні напруження і від крутного

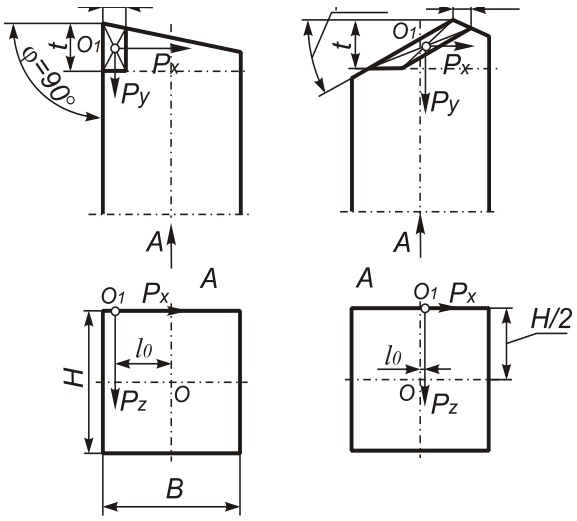


Рисунок 5.28. Схема дії сил різання на різець

моменту $M_{кр.x} = \frac{P_x H}{2}$. Сила P_y, крім стиску, може викликати поздовжній згин.

Таким чином, при більш точних розрахунках необхідно мати на увазі, що різець у процесі різання зазнає складного напруженого стану.

Дія сил різання на заготовку. На заготовку діють такі ж сили P'_z, P'_y і P'_x, що і на різець, але протилежні за напрямком (рис. 5.29).

Переносячи у центр заготовки дві рівні і протилежно спрямовані сили P'_z, бачимо, що створюється пара сил і крутний момент опору різанню:

$$M_{кр} = \frac{P'_z D}{2} \qquad (5.58)$$

Крім скручування заготовки, під дією сили P'_z створюється момент, що згинає заготовку у вертикальній площині. Для різання необхідно, щоб крутний момент верстата на обраному значенні числа обертів був би більший або, у крайньому випадку, дорівнював крутному моменту опору різанню: $M_{кр.в} \geq M_{кр}$.

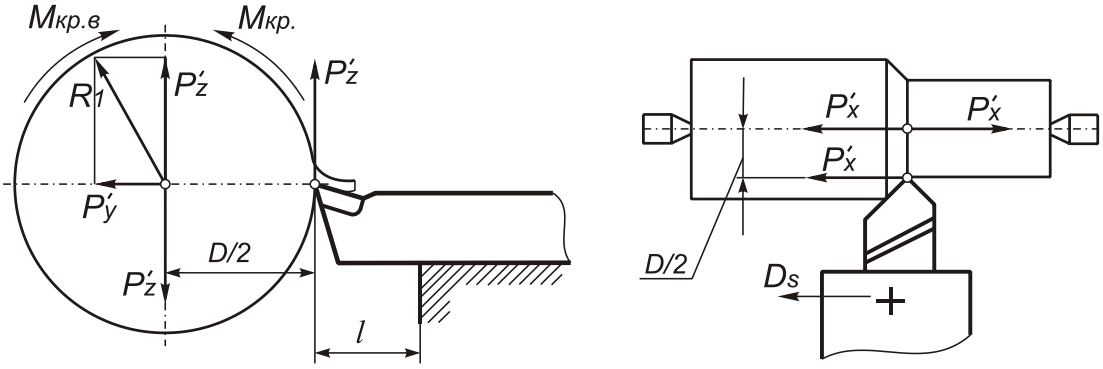


Рисунок 5.29. Схема дії сил P'_z, P'_y і P'_x на заготовку

Крутний момент можна визначити через потужність різання $N_{різ.}$ і число обертів шпинделя верстата – *n*:

$$M_{кр} = 9750 \frac{N_{різ.}}{n}, \text{ Нм.} \qquad (5.59)$$

Сила P'_y згинає заготовку у горизонтальній площині. При недостатній жорсткості системи ВПІЗ ця сила може викликати у процесі різання вібрації. Складаючись із

силою P'_z, вони створюють рівнодіючу $R_1 = \sqrt{(P'_z)^2 + (P'_y)^2}$, що буде викликати сумарний згинаючий момент, що діє на заготовку і впливає на точність обробленої поверхні.

Сила P'_x притискає заготовку до переднього центра (рис. 5.29, б) або прагне зрушити заготовку в осьовому напрямку при закріпленні її у патроні, і також створює згинаючий момент, який «вивертає» заготовку із центрів:

$$M_x = \frac{P'_x D}{2}. \qquad (5.60)$$

Дія сил різання на верстат. Сила різання P_z, будучи найбільшою, через різець діє на супорт і станину верстата, а також через заготовку – на центри (патрон) і задню бабку. За цією силою виконується розрахунок відповідальних деталей верстата і необхідної потужності його електродвигуна.

Радіальна сила P_y діє через різець на супорт і станину, а сила P'_y через заготовку – на шпиндель, центри і задню бабку верстата. За величиною цієї сили виконується розрахунок верстата на жорсткість і розрахунок радіального зусилля на підшипники шпинделя.

Сила подачі P_x діє через різець на механізм подачі верстата, а сила P'_x через заготовку – на шпиндель і його опори в осьовому напрямку. Сила P_x сприймається механізмом подачі верстата, а тому, в основному, за її величиною і розраховуються деталі коробки подач, фартуха і упорні підшипники шпинделя, а також потужність, необхідна для здійснення руху подачі.

Таким чином, сили, що діють у процесі різання, необхідно знати для правильного розрахунку і конструювання інструментів, верстатів і пристроїв, для визначення жорсткості системи ВПІЗ і потужності, затрачуваної на різання, а також для правильної експлуатації верстата, інструмента і пристроїв.

Свердління. Процес свердління протікає у більш складних умовах, серед яких – такі: утруднений відвід стружки і підведення охолоджувальної рідини; спостерігається значне тертя стружки по поверхні канавок свердла, тертя стружки і самого свердла по обробленій поверхні; швидкість різання уздовж різальної кромки міняється від максимальної до нуля; внаслідок збільшення V і γ у точках від центру до периферії свердла деформація зрізуваного шару, відповідно, зменшується. Однак процес стружкоутворення на невеликій ділянці різальної кромки свердла підкоряється тим же закономірностям і супроводжується тими ж явищами, що і при обточуванні.

Різання при свердлінні здійснюється п'ятьма різальними кромками свердла: двома головними кромками, перемичкою (поперечною кромкою) і двома допоміжними кромками напрямних стрічок. На кожній із них діють три складові, аналогічні обточуванню. Загальна рівнодіюча сил різання при свердлінні складається із сил, що діють на всіх кромках свердла (рис.5.30).

Для свердла розглядаються наступні технологічні напрямки складових сил: ***паралельно осі свердла*** (напрямку подачі) – осьові складові ($P_{x\text{г}}$ – сили на головній різальній кромці, $P_{x.\text{П}}$ – сили на поперечній кромці, $P_{x\text{с}}$ – сили тертя на стрічках); сили, спрямовані ***перпендикулярно осі свердла*** (перпендикулярно обробленій поверхні) –

$P_{уг}$ і $P_{zг}$ – сили на головних різальних кромках, $P_{z.П}$ – сили на обох частинах поперечної кромки і $P_{zс}$ – сили тертя на напрямних стрічках. Сили $P_{zг}$ і $P_{zс}$ спрямовані по дотичній до кола обертання у кожній точці різальних кромок. Суму всіх осьових сил, що перешкоджають просуванню свердла у заготовку, називають осьовою силою P_o або зусиллям подачі.

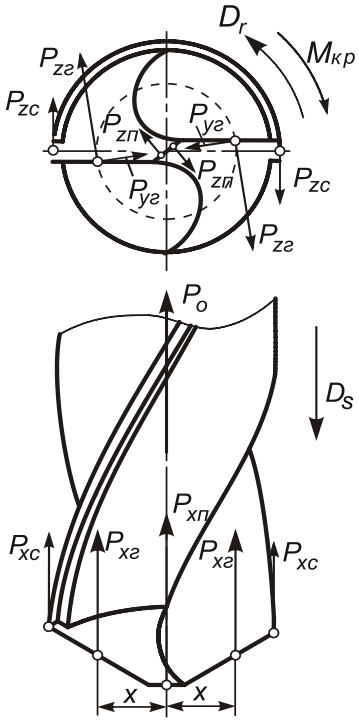


Рисунок 5.30. Сили, що діють на окремі різальні кромки свердла

$$P_o = P_{x.п} + 2P_{xг} + 2P_{xс}. \qquad (5.61)$$

Вимірювання показують, що осьова сила на перемичці $P_{x.П}$ становить до 57% від P_o, вертикальні складові сили на головних різальних кромках ($2P_{xг}$) – 40% і вертикальні складові сил тертя на стрічках ($2P_{xс}$) – близько 3%.

Суму всіх радіальних сил, спрямованих перпендикулярно осі свердла – $P_{уг}$, зазвичай не розглядають, тому що вважають, що вони взаємно врівноважені при симетричному розташуванні різальних кромок і параметрах геометрії свердла. У випадку відхилення від симетрії у геометрії свердла (наприклад, різна довжина головних різальних кромок) з'являється неврівноважена складова сили ΔP_y, що приводить до відхилення свердла від осі свердління і розбиттю отвору.

Тангенціальні сили P_z створюють сумарний крутний момент опору різанню, що складається з моменту від сил $P_{zг}$, моменту від сил пластичного деформування і тертя на поперечній кромці – $M_П$ і моменту від сил тертя на стрічках – $M_с$, тобто:

$$M_{кр} = M_{гл.} + M_П + M_с. \qquad (5.62)$$

Вимірювання показують, що 80% припадає на момент від сили $P_{zг}$, 8% – на $M_П$ і 12% – на $M_с$.

Для практичних розрахунків при свердлінні необхідно знати значення осьової сили P_o і крутного моменту $M_{кр}$.

При конструюванні верстата механізм подачі розраховується за максимальною осьовою силою P_o. При експлуатації верстата із заданими умовами свердління необхідно, щоб осьова сила P_o була менше, або, у крайньому випадку, дорівнювала найбільшій силі P_{max}, що допускається механізмом подачі верстата (щоб уникнути поломки слабкої ланки механізму подачі). Найбільша допустима сила P_{max} верстата приводиться, зазвичай, у його паспорті.

Сумарний момент опору різанню $M_{кр}$ повинен бути менше, або, у крайньому

випадку, дорівнювати не тільки обертаючому моменту $M_{\text{кр.верс}}$, що розвивається електродвигуном верстата при даному значенні частоти обертання шпинделя, але і менше, або, у крайньому випадку, дорівнювати максимальному крутному моменту $M'_{\text{кр.верс}}$, що допускається слабкою ланкою механізму головного руху верстата (щоб уникнути його поломки), тобто $M_{\text{кр}} \le M'_{\text{кр.верс}}$. Момент $M'_{\text{кр.верс}}$ розраховують при конструюванні верстата і приводять, зазвичай, у його паспорті.

При розрахунку зусилля закріплення заготовки у робочому пристрої при свердлінні також необхідно знати $P_{\text{о}}$ і $M_{\text{кр}}$.

За силою $P_{\text{о}}$ і моментом $M_{\text{кр}}$ можна розрахувати необхідну потужність електродвигуна свердлильного верстата.

Потужність, затрачувана на різання, буде складатися з потужності, затрачуваної на обертання свердла і потужності, затрачуваної на рух подачі, тобто:

$$N_{\text{різ.}} = N_{\text{об.}} + N_{\text{под.}}. \tag{5.63}$$

Потужність, затрачувана на обертання,

$$N_{\text{об.}} = \frac{M_{\text{кр}} \cdot n}{9750} \text{ кВт}, \tag{5.64}$$

де $M_{\text{кр}}$ – крутний момент від сил опору різанню, Нм; n – частота обертання свердла, об/хв.

Потужність, затрачувана на подачу свердла,

$$N_{\text{под.}} = \frac{P_{\text{о}} \cdot S \cdot n}{60 \cdot 1000 \cdot 1000} \text{ кВт}, \tag{5.65}$$

де $P_{\text{о}}$ – осьова сила у Н.

Розрахунки показують, що, як і при обточуванні, потужність, затрачувана на рух подачі, мала (0,5–1,5% від потужності, затрачуваної на обертання свердла) і нею можна знехтувати. Тому

$$N_{\text{різ.}} = N_{\text{об.}} = \frac{M_{\text{кр}} \cdot n}{9750} \text{ кВт}. \tag{5.66}$$

Знаючи потужність, затрачувану на різання, легко підрахувати і необхідну потужність електродвигуна верстата $N_{\text{е.д.}}$.

Вплив параметрів процесу різання на осьову силу і крутний момент.

Діаметр свердла і подача. Чим більше діаметр свердла і величина подачі, тим більше площа поперечного перерізу зрізуваного шару, більше об'єм деформованого металу і опір стружкоутворенню, тим більше осьова сила і крутний момент від сил опору різанню. Але, якщо подача впливає на параметри $P_{\text{о}}$ і $M_{\text{кр}}$ приблизно однаково, то діаметр свердла впливає на крутний момент більше, ніж на осьову силу. Останнє пояснюється тим, що при збільшенні діаметра збільшується і плече, на якому діють тангенціальні сили. Різний вплив діаметра свердла і подачі враховується показниками степеню у формулах для розрахунку осьової сили $P_{\text{о}}$ і моменту $M_{\text{кр}}$.

Геометричні параметри свердла суттєво впливають на P_o і $M_{кр}$. Так, зі зростанням кута нахилу гвинтової канавки ω (рис. 5.31, а) збільшується передній кут γ, а значить, полегшується процес стружкоутворення і зменшуються P_o і $M_{кр}$.

Кут 2φ впливає на P_o і $M_{кр}$ аналогічно куту в плані токарного різця, змінюючи співвідношення між шириною і товщиною зрізуваного шару. Зі збільшенням 2φ $M_{кр}$ зменшується, а P_o – зростає (рис. 5.31, б).

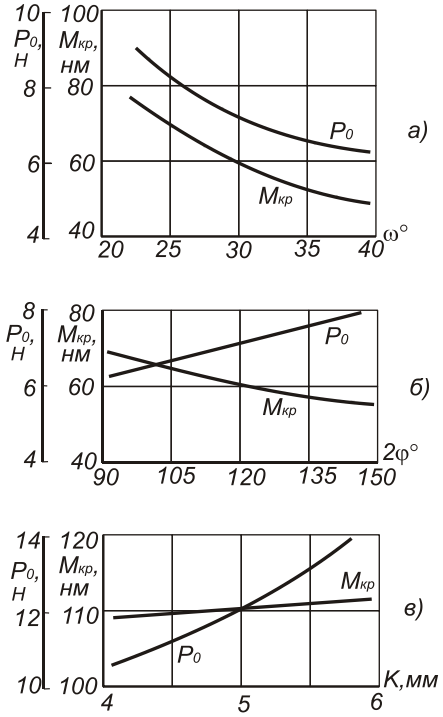


Рисунок 5.31. Залежність P_o і $M_{кр.}$ при свердлінні від кута нахилу гвинтової канавки ω (а), кута при вершині 2φ (б) і довжини поперечної кромки (в) [33]

Довжина поперечної кромки К впливає на P_o сильніше, чим на $M_{кр}$ (рис. 5.31, в). Для зменшення P_o виконують спеціальне підгострювання перемички.

Оброблюваний матеріал. Чим вище границя міцності R_m або твердість *НВ* оброблюваного матеріалу, тим більше осьова сила і крутний момент. Ці залежності можуть бути виражені наступними рівняннями:

– при обробленні сталі свердлами зі швидкорізальної сталі:

$$P_o = C_1 R_m^{0.75};\ M_{кр} = C_2 R_m^{0.75}; \qquad (5.67)$$

– при обробленні сірих чавунів свердлами, оснащеними твердим сплавом:

$$P_o = C_3 HB^{0.6};\quad M_{кр} = C_4 HB^{0.6}. \qquad (5.68)$$

Мастильно-охолоджувальні рідини (МОР). Застосування при свердлінні МОР, як правило, рекомендується і викликає у порівнянні з обробленням насухо зменшення осьової сили і крутного моменту на 10–30% при обробленні сталей, на 10–18% при обробленні чавунів і на 30–40% при обробленні алюмінієвих сплавів.

Глибина свердління. Зі збільшенням глибини свердління умови різання погіршуються. Відвід стружки і підведення свіжої охолоджувальної рідини утруднюються, тепловиділення збільшується. Все це приводить як до зниження стійкості свердла, так і до підвищення осьової сили та крутного моменту.

Зношування свердла. Зі збільшенням зношування свердла по задній поверхні сила P_o і момент $M_{кр}$ збільшуються; затуплене свердло у порівнянні з гострим підвищує ці параметри на 10–16%.

Для розрахунку осьової сили в Н і моменту при свердлінні в Нм використовують емпіричні формули:

$$P_o = 9{,}8 C_p D^{z_P} S^{y_P} K_P; \qquad (5.69)$$

$$M_{\text{різ}} = 9{,}8 C_M D^{z_M} S^{y_M} K_M ,$$

де C_p і C_M – коефіцієнти, що характеризують матеріал і умови його оброблення; D – діаметр свердла у мм; S – подача у мм/об; z_P; y_P; z_M; y_M – показники степенів; K_P; K_M – загальні поправочні коефіцієнти на зміну умов оброблення.

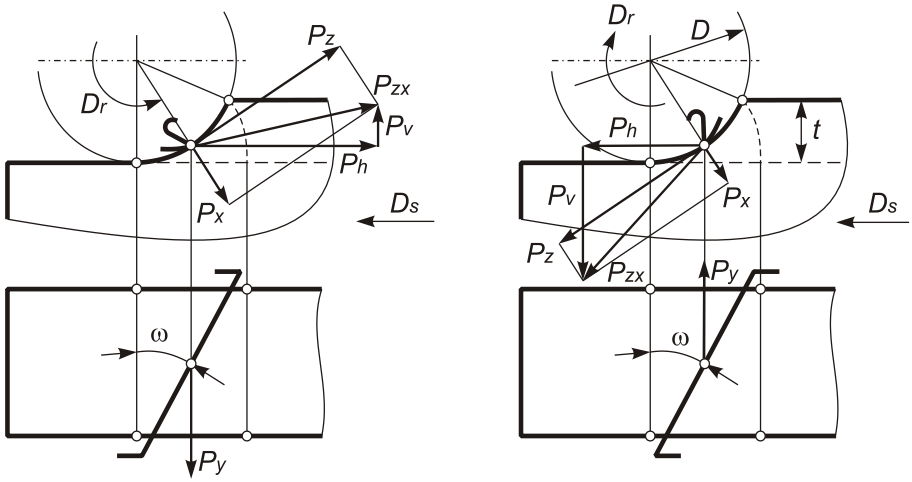
У табл. 5.4 приводяться значення цих параметрів для свердел з нормальним загострюванням різальної частини при обробленні різних металів із заданими R_m (НВ), з охолодженням (у випадку оброблення сталі) і насухо (у випадку оброблення сірого чавуну).

Таблиця 5.4. Коефіцієнти і показники степеню у формулах для підрахунку осьової сили і моменту від сил опору різанню при свердлінні

Матеріал заготовки	Матеріал інструмента	C_p	C_M	y_P	y_M	z_P	z_M
Сталь конструкційна вуглецева, R_m =750 МПа, *НВ* 215	Р6М5	68	0,0345	0,7	0,8	1	2
Чавун сірий *НВ* 190	ВК8	42	0,012	0,75	0,8	1,2	2,2

При інших умовах оброблення необхідно вводити поправочні коефіцієнти K_P і K_M, якими, як правило, враховується тільки міцність або твердість оброблюваного матеріалу.

Фрезерування. При фрезеруванні ***циліндричною фрезою*** сила, з якою гвинтовий зуб фрези діє на зрізуваний шар при зустрічному і попутному фрезеруванні, розкладається на три складові P_z, P_x і P_y, спрямовані відповідно по дотичній до кола обертання фрези - P_z, по нормалі до площини різання - P_x і уздовж осі фрези - P_y (рис. 5.32).



а) **б)**

Рисунок 5.32. Сили на зубі циліндричної фрези при зустрічному (а) і попутному (б) фрезеруванні

Тангенціальна сила P_z (головна складова сили різання) утворює крутний момент, що переборює момент опору різанню; за нею ж розраховують ефективну потуж-

ність. Реакція сили P_z скручує і згинає оправку, на якій насаджена фреза.

Нормальна (радіальна) сила P_x навантажує підшипники шпинделя верстата і згинає оправку. Отже, оправка фрези працює на згин від двох сил: P_z і P_x або від їх рівнодіючої P_{xz}. Крім згину оправка зазнає і деформації кручення від моменту опору різанню, а тому повний розрахунок оправки виконується на складний напружений стан.

Осьова сила P_y зсуває заготовку уздовж осі фрези, а її реакція прагне зрушити фрезу вздовж оправки. Залежно від напрямку гвинтової канавки фрези осьова сила P_y або відтискає фрезу від шпинделя, або притискає її до шпинделя (останнє більш сприятливе). Сила P_y діє також на кріпильні пристрої, ходовий гвинт поперечної подачі верстата і його напрямні. Для ліквідації осьової сили застосовують набір фрез із протилежним напрямком зубів (рис.5.33).

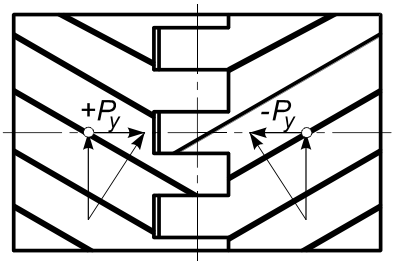


Рисунок 5.33. Набір фрез із різним напрямком гвинтової канавки (шевронна фреза)

Співвідношення між величинами сил P_z, P_x і P_y залежать від геометричних параметрів фрези і режиму різання. Відношення P_x / P_z зростає при зменшенні товщини зрізуваного шару і зменшується зі збільшенням кута ω (рис. 5.34). Для фрез із кутами ω=25–35° і при застосовуваних подачах на зуб середнє співвідношення між силами дорівнює: P_x = (0,4–0,6) P_z. Відношення P_y / P_z в основному визначається кутом нахилу гвинтової канавки, зростаючи при збільшенні останнього.

Розкладемо рівнодіючу силу P_{xz} на горизонтальну P_h (силу опору подачі) і вертикальну P_v складові (див.рис.5.32).

Горизонтальна сила P_h при зустрічному фрезеруванні спрямована проти руху подачі, а при попутному фрезеруванні їхні напрямки збігаються. Ця сила при зустрічному фрезеруванні навантажує механізм подачі фрезерного верстата. За нею розраховують на міцність деталі і вузли механізму подачі. Сила P_h прагне також зрушити заготовку у горизонтальному напрямку, тому за нею розраховують затискні пристрої, що втримують оброблювану заготовку у пристосуванні.

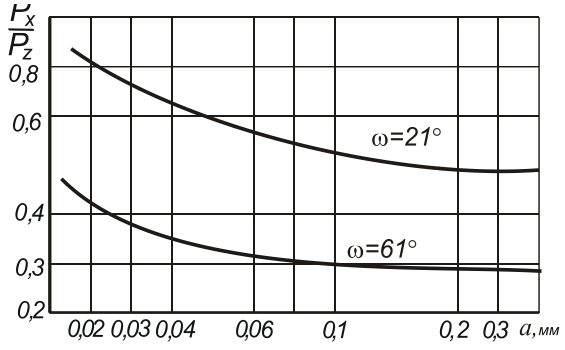


Рисунок 5.34. Вплив товщини зрізуваного шару *a* і кута нахилу гвинтової канавки ω на відношення P_x / P_z при фрезеруванні [30]

(сталь, R_m =600 МПа, γ=10°)

При попутному фрезеруванні сила P_h допомагає просуванню стола фрезерного верстата. Однак при цьому у механізмі подачі верстата необхідно мати пристрій для вибирання люфтів між гвинтом і матковою гайкою. При відсутності такого пристрою у момент врізання фрези можливе за-

хоплювання стола із заготовкою і різкий зсув на величину зазору між гвинтом і гайкою, що приведе до значного збільшення подачі S_z. Як правило, наслідком цього буде поломка зубів фрези внаслідок їх надмірного навантаження.

Середні співвідношення між силами при вживаних відношеннях t/D такі: при зустрічному фрезеруванні P_h =(1,1...1,2) P_z; при попутному фрезеруванні $P_h = -(0{,}8...0{,}9)P_z$.

Вертикальна сила P_v при зустрічному фрезеруванні є силою відриву заготовки від столу, а стола – від напрямних станини. При попутному фрезеруванні, навпаки, сила P_v буде притискати заготовку до столу, а стіл – до напрямних станини.

При використовуваних відношеннях t/D середні співвідношення між силами P_v і P_z такі: при зустрічному фрезеруванні P_v =(0,1...0,25) P_z; при попутному фрезеруванні P_v = (0,7...0,9) P_z Тобто, сила P_v при попутному фрезеруванні набагато більша, ніж при зустрічному.

Формули для підрахунку середньої тангенціальної сили P_z наведені у довідниках з режимів різання. Наприклад, для циліндричних фрез зі швидкорізальної сталі при обробленні конструкційної сталі *HB* 215 (R_m =750 МПа):

$$P_z = \frac{682 \cdot t^{0,86} \cdot S_z^{0,72} \cdot B \cdot z}{D^{0,86}}. \qquad (5.70)$$

Аналіз емпіричної формули (5.70) дозволяє зробити наступні висновки:

1. Сила різання P_z прямо пропорційна ширині фрезерування *B* и числу зубів фрези;

2. Вплив подачі на силу різання, як і при обточуванні, характеризується показником степеня, близьким до 0,75;

3. На відміну від обточування показник степеню при *t* менше 1. Це пояснюється тим, що глибини різання при фрезеруванні і обточуванні є, по суті, різними параметрами. Якщо при обточуванні *t* характеризує ширину зрізуваного шару, то при фрезеруванні вона визначає довжину дуги контакту, а також середню товщину зрізуваного шару. Тому зі збільшенням *t* зменшується питома сила різання;

4. Зі збільшенням діаметра фрези *D* сила різання стає меншою, тому що при цьому зменшується кількість одночасно працюючих зубів при постійних *z, t* і *B*. Дійсно, зі збільшенням *D* повний кут контакту зменшується (див. формулу (2.29)), а кут між зубами $360°/z$ залишається постійним, тому виходить – зменшується і число одночасно працюючих зубів. Відповідно, і сумарна площа поперечного перерізу зрізуваного шару (див. формулу (2.32)) і сила різання зменшується.

Середні значення сил P_z, P_x і P_y при зустрічному і попутному фрезеруванні практично однакові. Тому середній крутний момент і середню ефективну потужність вважають незалежними від напрямку руху подачі.

Так як при просуванні зуба фрези по поверхні різання миттєва площа перетину зрізуваного шару змінюється, то змінюються і всі складові миттєвої сили різання, а також крутний момент і ефективна потужність. Тому при розрахунку режиму різання оперують середнім крутним моментом (Нм) і ефективною потужністю (кВт), визначеними по середній силі – P_z:

$$M_{\text{ср.}} = \frac{P_z D}{2000} \quad \text{і} \quad N_{\text{різ.}} = \frac{P_z V}{1000 \cdot 60}. \tag{5.71}$$

У довідниках наведені емпіричні формули для розрахунку потужності (кВт). Наприклад, для циліндричних, кінцевих, дискових, прорізних фрез зі швидкорізальної сталі Р6М5 (при γ=10°, з охолодженням) при обробленні сталі з R_m =750 МПа (*HB* 215):

$$N_{\text{різ.}} = 3{,}5 \cdot 10^{-5} \cdot D^{0.14} \cdot t^{0.86} \cdot S_z^{0.72} \cdot B \cdot n \cdot z\,. \tag{5.72}$$

Потужність, затрачувана на рух подачі, не перевищує 15% потужності, затрачуваної на різання. З урахуванням цього, повна розрахункова (необхідна) потужність електродвигуна верстата:

$$N_{\text{е.д.}} = \frac{1{,}15 N_{\text{різ.}}}{\eta \cdot k_{\text{п.}}},$$

де η – к.к.д. коробки швидкостей верстата; $k_{\text{п.}} = 1{,}3 \ldots 1{,}5$ – коефіцієнт короткочасного допустимого перевантаження.

Умова рівномірного фрезерування. Недоліком фрезерування є змінність під час роботи фрези тангенціальної сили і крутного моменту через змінність сумарної площі перетину зрізуваного шару, що визначається із формули (2.32):

$$F_\Sigma = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} \sum_{i=1}^{m} (\cos\theta_{1i} - \cos\theta_{2i}),$$

де *m* – число зубів, що одночасно знаходяться у зоні різання.

Для того, щоб миттєва тангенціальна сила була постійною, необхідно мати $F_\Sigma = const$. Розглянемо випадок, коли одночасно знімають стружку три зуби фрези (рис.5.35).

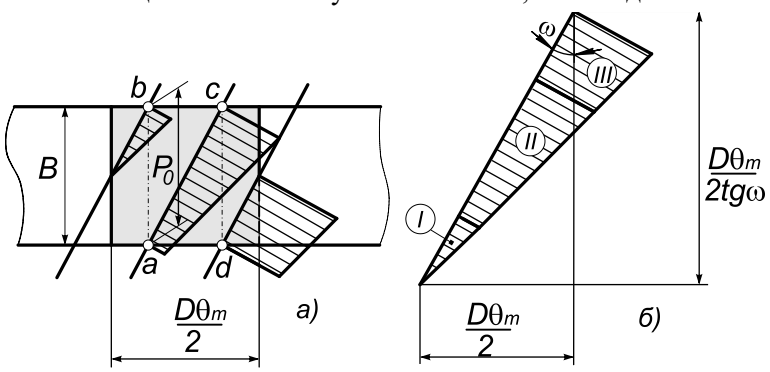


Рисунок 5.35. Умова рівномірного фрезерування

Для спрощення верхня границя площі зрізуваного шару приймається у вигляді прямої. Тоді положення крайніх точок різальної кромки першого зуба визначається кутами контакту $\theta_{1_\text{I}} = 0$ і θ_{2_I}, другого зуба – θ_{1_II} і θ_{2_II}, а третього – θ_{1_III} і $\theta_{2_\text{III}} = \theta_m$.

Підставляючи ці значення у формулу для F_Σ одержуємо:

$$F_\Sigma = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} (1 - \cos\theta_{2\text{I}} + \cos\theta_{1\text{II}} - \cos\theta_{2\text{II}} + \cos\theta_{1\text{III}} - \cos\theta_m).$$

Цей вираз буде постійним, коли буде константою сума у дужках. Аналіз показує, що це можливо, коли $\theta_{2_\text{I}} = \theta_{1_\text{II}}$ і $\theta_{2_\text{II}} = \theta_{1_\text{III}}$, тобто коли кут початку контакту кожного наступного зуба буде збігатися з кутом кінця контакту попереднього. Тоді після скорочень, будемо мати:

$$F_{\Sigma} = \frac{S_z D}{2\sin\omega}(1-\cos\theta_m) = \frac{S_z D}{2\sin\omega}\frac{2t}{D} = \frac{S_z t}{\sin\omega}. \qquad (5.73)$$

Отримана формула показує, що сумарна площа зрізуваного шару не залежить від кута повороту фрези і є величиною постійною. Значить і сили різання при цьому мають бути постійними.

Як видно з рисунка 5.35,а, для виконання умови рівномірного фрезерування точки початку і кінця контакту сусідніх зубів повинні перебувати на одній лінії. Тоді умову рівномірного фрезерування можна виразити формулою:

$$B = P_{\text{ос}},$$

де B – ширина фрезерування; $P_{\text{ос}}$ – осьовий крок зубів фрези.

Неважко показати, що рівномірним буде і фрезерування, коли на ширині B укладається кілька осьових кроків $P_{\text{ос}}$. Інакше кажучи, при рівномірному фрезеруванні ширина фрезерованого виробу B має бути кратною осьовому кроку $P_{\text{ос}}$.

$$B = c \cdot P_{\text{ос}}, \qquad (5.74)$$

де c – ціле число 1,2,3,....

Через те що для точок різних зубів фрези, що мають однакове значення кутів θ, товщини зрізів однакові, то сумарна площа зрізуваного шару при c=1 виражається трикутником, де для початкової точки $\theta_{1_{\text{I}}} = 0$, a=0, а для кінцевої точки $\theta_{2_{\text{III}}} = \theta_m$, $a = S_z \sin\theta_m$ (див. рис. 5.35,б).

Так як ширина фрезерування завжди задана розмірами заготовки, то умову рівномірного фрезерування можна забезпечити відповідним підбором діаметра фрези, числа зубів або (найчастіше) кута нахилу гвинтової канавки. Визначимо осьовий крок через параметри фрези:

$$P_{\text{ос}} = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot \operatorname{tg}\omega}.$$

Після підстановки у формулу (5.74) будемо мати:

$$\frac{B \cdot z \cdot \operatorname{tg}\omega}{\pi \cdot D} = c,$$

звідки кут нахилу канавки визначається, як:

$$\operatorname{tg}\omega = \frac{\pi \cdot D \cdot c}{B \cdot z}.$$

Рекомендується параметр c підбирати таким, щоб кут нахилу не перевищував 45º. Практично тангенціальна сила все рівно буде трохи коливатися через нерівномірність колового кроку, биття зубів фрези, умов виходу зуба із зони різання, але ці коливання будуть мінімальними.

При фрезеруванні ***торцевою фрезою*** система сил, з якими зуб фрези діє на зрізуваний шар, показана на рис. 5.36.

Розглянемо випадок повного фрезерування, коли ширина фрезерування B дорівнює діаметру фрези, а максимальний кут контакту $\theta_m = 180°$. Якщо у торцевої фрези кут ω=0, то сила різання на зубі фрези може бути розкладена на тангенціальну силу P_z і радіальну – P_x. При φ=90° осьова складова P_y незначна. Вона буде збільшуватися зі зменшенням кута в плані φ і збільшенням кута ω.

Рівнодіючу P_{xz} можна розкласти на горизонтальну силу P_h і вертикальну силу P_v (назва сил P_v і P_h у цьому випадку умовна і прийнята тільки для збереження єдності термінології із циліндричним фрезеруванням). Із рисунка 5.36 видно, що одна половина працюючих зубів фрези ріже в умовах зустрічного фрезерування, а інша – в умовах попутного. При цьому у ході руху зуба фрези по поверхні різання сили P_v і P_h міняють не тільки свою величину, але й напрямок.

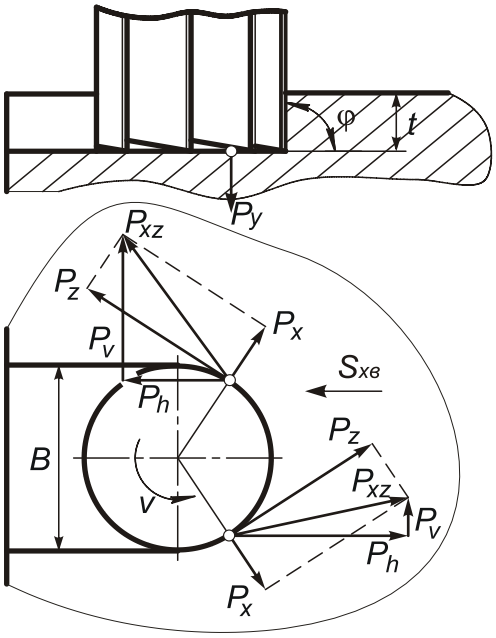


Рисунок 5.36. Сили різання на зубі торцевої фрези

Миттєва тангенціальна сила на одному зубі фрези дорівнює питомій силі різання, помноженій на площу перетину зрізуваного шару: $P_z = p \cdot a \cdot t$.

Торцеве фрезерування, на відміну від фрезерування циліндричними фрезами, є випадком невільного різання, тому що крім головних лез у роботі беруть участь допоміжні торцеві леза.

Як показав О.М.Розенберг [30], питома сила різання (МПа) у цьому випадку залежить не тільки від миттєвої товщини зрізуваного шару, але і від глибини різання, і виражається залежністю:

$$p = \frac{C_p}{a^k t^{\mu}}. \qquad (5.75)$$

Величини C_p, k і μ залежать головним чином від виду оброблюваного матеріалу і його механічних властивостей. Середні значення C_p, k і μ для фрез із γ=10° наведені у табл. 5.5.

Таблиця 5.5. Середні значення C_p, k і μ для фрез із γ=10°

Матеріал	C_p	k	μ
Сталь 20,35	1920	0,24	0,07
Сталь 40,50	1950	0,20	0,06
Чавун НВ 95	700	0,27	0,05
Чавун НВ 150	930	0,32	0,09
Чавун НВ 195	1100	0,25	0,08

При визначенні сил P_v і P_h можна скористатися наступними співвідношеннями:

– при симетричному торцевому фрезеруванні:

$$P_h = (0{,}3\ldots0{,}4)\,P_z\ ;$$
$$P_v = (0{,}85\ldots0{,}95)\,P_z\ ; \qquad (5.76)$$

– при несиметричному зустрічному торцевому фрезеруванні:

$$P_h = (0{,}6\ldots0{,}9)\,P_z\ ;$$
$$P_v = (0{,}45\ldots0{,}70)\,P_z\ ; \qquad (5.77)$$

– при несиметричному попутному торцевому фрезеруванні:

$$P_h = (0{,}15\ldots0{,}30)\,P_z\ ;$$
$$P_v = (0{,}9\ldots1{,}0)\,P_z\ . \qquad (5.78)$$

Значний вплив на силу P_z чинить передній кут зубів фрези γ і кут у плані φ. Чим більше кут γ, тим менше P_z. Дослідним шляхом встановлено, що збільшення переднього кута γ на 1° зменшує силу P_z на 1,5%. Якщо прийняти для торцевих фрез при γ=10° P_z=1,0, то при γ=–10; 0 і 20° відповідно P_z=1,26; 1,12 і 0,87.

Вплив кута в плані φ на P_z при торцевому фрезеруванні більш складний, чим γ. Сила P_z росте і при великих, і при малих значеннях кута φ. Так, якщо прийняти при φ=60° P_z=1,0, то при φ=45; 90 і 30° P_z, відповідно, рівна 1,06;1,14 і 1,15. Пояснюється це тим, що при різних кутах φ змінюються товщина і ширина зрізуваного шару, напрямок сходу стружки та інші умови різання, у результаті сумарної дії яких спостерігається указана зміна сили P_z.

Потужність (кВт) при торцевому фрезеруванні вуглецевої сталі з R_m =750 МПа фрезами із твердосплавними пластинками при γ = –10° і φ = 60°

$$N_{\text{різ.}} = 42{,}4\cdot10^{-5}\cdot t\cdot S_z^{0.75}\cdot B^{1.1}\cdot n^{0.8}\,\frac{z}{D^{0.3}}\,. \qquad (5.79)$$

Знаючи $N_{\text{різ.}}$, можна визначити необхідну потужність електродвигуна $N_{\text{е.д.}}$ і середню тангенціальну силу P_z.

На відміну від фрезерування циліндричними фрезами, здійснити рівномірне торцеве фрезерування неможливо. При будь-яких умовах сумарна тангенціальна сила і крутний момент під час роботи фрези будуть змінними. Однак можна підібрати такі умови, при яких нерівномірність фрезерування буде найменшою.

Нерівномірність фрезерування оцінюють коефіцієнтом нерівномірності ξ, що є відношенням миттєвої сумарної тангенціальної сили до середньої сумарної тангенціальної сили $\xi = \frac{P_{z\Sigma i}}{\overline{P}_{z\Sigma}}$. Експериментально встановлено, що коефіцієнт нерівномірності є функцією відношення *B/D* і числа зубів фрези, зменшуючись при їхньому збільшенні.

На рис. 5.37 представлена поведінка коефіцієнта ξ при зміні числа зубів фрези і відношення *B/D*. При різних відношеннях *B/D* графік має зубчастий вигляд зі стрибкоподібним зростанням або зменшенням коефіцієнта нерівномірності. Зі збільшенням числа зубів фрези число стрибків збільшується, але абсолютні значення коефіцієнта ξ зменшуються. Стрибкоподібний характер зміни коефіцієнта нерівномірності зв'язаний з наступними обставинами:

– із ростом ширини фрезерування коефіцієнт нерівномірності зменшується доти, поки у роботу не ввійде ще один із зубів фрези. У цей момент коефіцієнт різко зростає. Стрибки коефіцієнта ξ відбуваються при значеннях *B/D,* що задовольняють умові:

$$\frac{B}{D} = \sin\left(\frac{m}{2}\cdot\frac{360^\circ}{z}\right), \qquad (5.80)$$

де *m* – кількість зубів у зоні різання.

– число стрибків коефіцієнта нерівномірності для постійного числа зубів фрези дорівнює $(\frac{z}{2}-1)$ при парному числі зубів і $(\frac{z-1}{2})$ – при непарному.

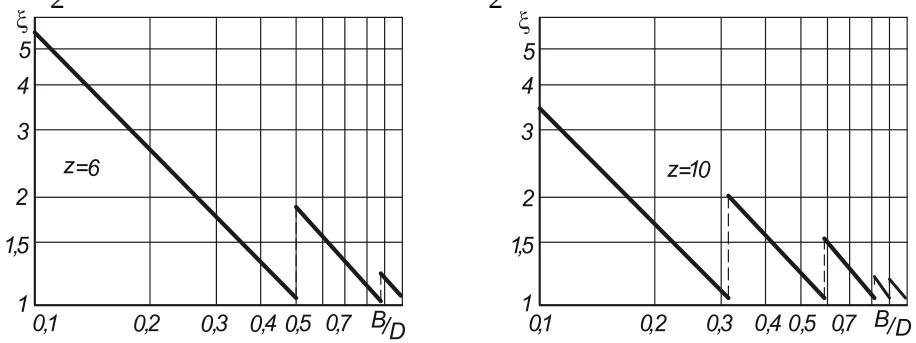


Рисунок 5.37. Вплив відношення *B/D* на коефіцієнт нерівномірності при торцевому фрезеруванні (за даними О.М. Розенберга): *а)* $z=6$**;** *б)* $z=10$**.**

Таким чином, використовуючи графіки зміни коефіцієнта нерівномірності, можна поліпшити умови фрезерування, зменшуючи нерівномірність силового навантаження.

5.2. Коливання при різанні (динаміка різання)

Щоб одержати високу точність та якість обробленої поверхні та не знизити стійкість інструмента, не можна допускати виникнення надмірних коливань системи верстат-інструмент-заготовка, тобто процес різання має бути вібростійким.

На сьогодні можна вважати встановленим, що при різанні металів спостерігаються два види коливань: вимушені і самозбудні (автоколивання).

5.2.1. Вимушені коливання

Вимушені коливання, що виникають через дію під час роботи періодичної збурюючої сили, можуть з'явитися:

а) при переривчастому характері процесу різання у результаті періодичної зміни сили різання, що може бути викликане як специфікою роботи інструмента (фрезерування, довбання), так і переривчастістю оброблюваної поверхні;

б) при дисбалансі обертових частин верстата, заготовки та інструмента. Причиною появи коливань у цьому випадку є зміна напрямку дії відцентрової сили;

в) при наявності дефектів у передачах верстата. Зношування і дефекти форми зубів коліс, пульсації робочої рідини у гідросистемі і т.п. викликають виникнення періодично діючих сил, що приводять до коливань вузлів верстата;

г) коли зовнішній вплив на систему відбувається не безпосередньо, а через зміну параметрів системи. Наприклад, обточування заготовки некруглого перетину, коли відбувається періодична зміна її жорсткості і деформації;

д) при передачі верстату коливань від інших верстатів або машин, що працюють поблизу.

Ці коливання стають небезпечними, коли частота збуджуючої сили близька до частоти власних коливань системи ВПІЗ, що може викликати резонанс.

Причини появи вимушених коливань ясні і тому порівняно легко переборні: усуненням їхнього джерела – періодично діючої сили.

Таким чином, доведення верстата до необхідних норм жорсткості, вирівнювання нерівномірності припуску, зменшення нерівномірності процесу різання і т.п. дозволяють значно зменшити або повністю усунути вимушені коливання.

Значно складніша природа самозбудних коливань, які можуть виникнути при відсутності видимих зовнішніх причин.

5.2.2. Автоколивання при різанні

До самозбудних або автоколивань відносяться такі, у яких змінна підтримуюча сила створюється і управляється самими коливаннями. У процесі різання такі коливання, раз виникнувши, можуть підтримуватися невизначено довго. Тому однією із задач дослідження автоколивань при різанні є визначення природи джерела енергії, що їх підтримує.

У наш час вважається загальновизнаним, що збудження автоколивань виникає за рахунок координатного зв'язку вертикальних і горизонтальних переміщень вершини леза відносно оброблюваної заготовки [21, 22 та ін].

Всі елементи технологічної системи ВПІЗ відрізняються своїми пружними властивостями. Розрізняють дві домінуючі коливальні системи (рис. 5.38): система „заготовка-опори", що здійснює низькочастотні коливання ($f = 50 - 300$ Гц) і система „інструмент-опори", що здійснює високочастотні коливання ($f = 800 - 3000$ Гц). Зона різання є замикаючою ланкою у цих коливальних системах.

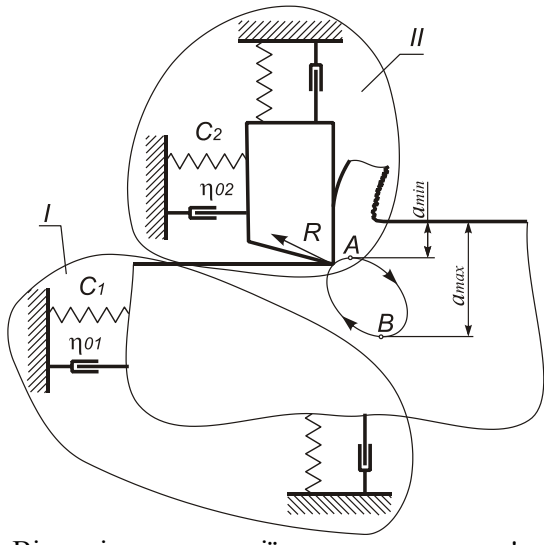


Рисунок 5.38. Траєкторія відносного переміщення вершини різця у ході автоколивань *(I – система „заготовка–опори". II – система „інстумент–опори"; η_{o1} , η_{o_2} – узагальнені коефіцієнти демпфірування першої і другої пружних систем; C_1, C_2 – жорсткість першої і другої демпфіруючих коливальних систем)*

Відповідно до теорії координатного зв'язку, внаслідок коливань різця товщина зрізуваного шару постійно змінюється від a_{min} до a_{max}. Причому на першій стадії руху різця від A до B він рухається назустріч силі різання і система додатково споживає частину енергії E_1. На другій стадії руху від B до A напрямок руху різця збіга-

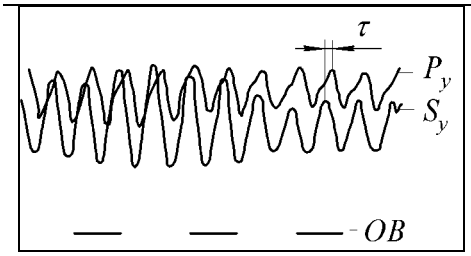


Рисунок 5.39. Осцилограми коливань товщини зрізуваного шару і радіальної складової сили різання [20] *(τ – відставання (зсув по фазі); P_y – зміна радіальної сили; S_y – відносне переміщення інструмента і виробу у радіальному напрямку по осі дії сили P_y; ОВ – відмітчик часу)*

ється з напрямком сили різання. До системи додається енергія E_2. Через те що середня товщина зрізуваного шару на другій ділянці більша, то $E_2 > E_1$ і система одержує надлишок енергії, що йде на підтримку автоколивань.

Однією з теорій щодо джерела енергії збудження автоколивань при різанні є запізнення зміни сили різання при зміні товщини зрізуваного шару [23, 24, 20 та ін.]. Пояснюється це наступним. У результаті рівноваги зовнішніх і внутрішніх сил, прикладених до стружки (див. рис.5.1), постійній товщині зрізуваного шару відповідає певна і постійна сила різання. Сила, що діє з боку передньої поверхні, є наслідком напружень на ділянці внутрішнього і зовнішнього тертя. Так як при зміні товщини зрізуваного шару формування загальмованої зони на передній поверхні і встановлення відповідної довжини контакту відбуваються не миттєво, то для відновлення рівноваги стружки потрібно деякий час.

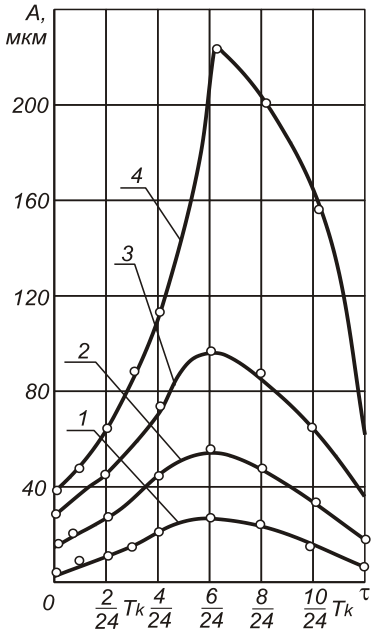


Рисунок 5.40. Залежність амплітуди автоколивань системи заготовки від фазової характеристики сили різання (при безперервній зміні τ у процесі розрахунку): *1 – при обточуванні сталі 08Х15Н5Д2Т; 2 – сталі 12Х18Н9Т; 3 – сталі 45; 4 – титанового сплаву ВТ9*

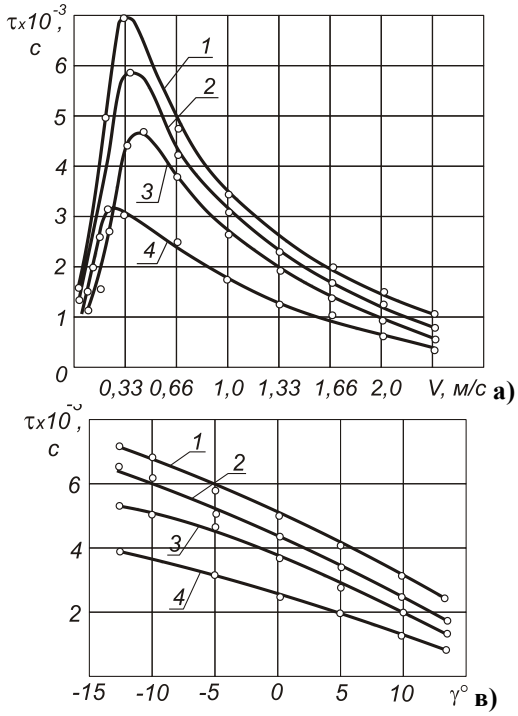
Як тільки коливальна система буде випадково виведена із рівноваги, миттєва товщина зрізуваного шару почне періодично змінюватися, у результаті чого відновлення рівноважного стану загальмованої зони і довжини контакту не встигає за зміною товщини зрізуваного шару. Оскільки зміна довжини контакту однозначно пов'язана зі зміною сили різання R_1 (див. рис. 5.1) і при врізанні інструмента у заготовку товщина зрізуваного шару зростає, а при відштовхуванні – зменшується, то у результаті запізнювання сила R_1 при врізанні буде меншою, ніж при відштовхуванні.

Описаний механізм одержав експериментальне підтвердження. Так на осцилограмах (рис. 5.39) показано, що коливання сили різання і товщини зрізуваного шару мають зсув по фазі на час – τ. Величину τ називають **фазовою характеристикою сили різання**. Частота коливань товщини зрізуваного шару завжди збігається із частотою зміни сили $P_y(t)$, але завжди спостерігається зсув по фазі цих коливань на значення від $1/24$ до $1/4$ періоду коливань T_k.

Результати математичного моделювання автоколивань при різанні [20] указують (рис. 5.40), що максимальна амплітуда автоколивань спостерігається при значенні фазової характеристики сили різання рівної $T_k / 4$.

Із графіків, наведених на рис. 5.41, видно, що вплив швидкості різання на τ но-

сить екстремальний характер, що відображається на залежності амплітуди автоколивань від швидкості різання (рис. 5.44). Менші значення τ характерні для малопластичних матеріалів (ВТ9).



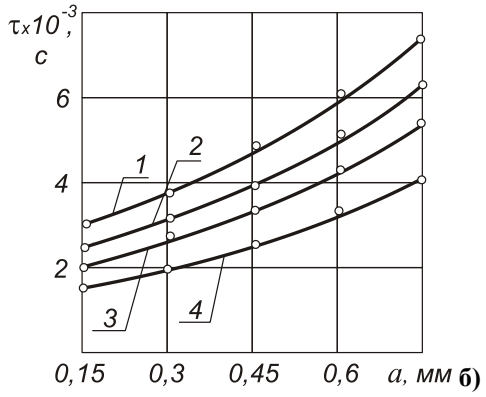


Рисунок 5.41. Залежність фазової характеристики сили різання τ [20]: *а – від швидкості різання; б – від товщини зрізуваного шару; в – від переднього кута (1 – 08Х15Н5Д2Т; 2 – 12Х18Н9Т; 3 – Сталь 45; 4 – ВТ9)*

Збільшення товщини зрізуваного шару (див. рис. 5.41) у п'ять разів (з 0,15 до 0,75 мм) приводить до збільшення τ у 2,5–3 рази. Збільшення ж переднього кута приводить до помітного зниження фазової характеристики τ.

Цікаво відзначити, що наведені вище криві принципово характеризують вплив цих же параметрів і на довжину контакту по передній поверхні (5.20). Таким чином, чим більше довжина контакту, тим більше фазова характеристика сили різання – τ.

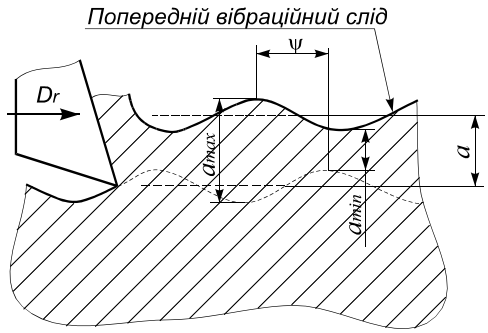


Рисунок 5.42. Різання по попередньому вібраційному сліду [26]

У дослідженнях Н.А.Дроздова [26] показано, що первинні коливання, що виникають через змінність сил, надалі підсилюються через появу хвилястості на поверхні різання, викликаної переміщеннями інструмента і зсувом фаз між хвилями при наступному оберті заготовки (рис. 5.42). Таким чином, при наступному оберті зрізується шар змінної товщини. Це явище одержало назву «різання по попередньому вібраційному сліду». Різання по „сліду" викликає вторинне посилення автоколивань. Але через те що самозбудження і опір пружної системи залежать від амплітуди коливань, то у силу їхньої нелінійності, коливання зростають не безмежно, а досягають деякої сталої величини з більшою або меншою амплітудою. При ній насту-

пає рівновага між енергією, що підтримує коливання, і опором системи, що розсіює енергію.

Внаслідок того, що при роботі на верстатах всі реальні процеси різання супроводжуються коливаннями і йдуть по вібраційному сліду, то ***сталі автоколивання*** наступають після 5–10 обертів для однолезових інструментів або після проходу 8–20 зубів для багатолезових інструментів.

На автоколивання до деякої міри може впливати і власна нестабільність процесу різання: періодичні зриви наросту, утворення і сколювання елементів стружки (див. рис. 4.42, 4.43), схоплювання і налипання оброблюваного матеріалу на задніх поверхнях інструмента та інші явища, що супроводжують процес різання. Однак частота всіх цих явищ істотно відрізняється від частоти автоколивань, що завжди близька до власної частоти домінуючої коливальної системи. Тому зазначені фізичні явища не можуть служити основними причинами збудження і підтримки автоколивань.

На сьогодні загальновизнаною є наступна фізична модель виникнення і розвитку сталої форми автоколивань при різанні лезовим інструментом [20]:

1) будь-який випадковий поштовх виводить із рівноваги пружну систему ВПІЗ і приводить до періодичної зміни товщини зрізуваного шару;

2) відставання зміни сили різання від зміни товщини зрізуваного шару переводить утворені власні загасаючі коливання у незатухаючі автоколивання, де підтримуючу їх енергію створює змінювана синхронно, але зсунута за фазою сила різання;

3) виникаючі на поверхні різання вібраційні сліди, починаючи із другого оберту заготовки при обточуванні або з роботи другого зуба багатолезового інструмента, будуть при кожнім коливанні передавати у систему додаткову енергію;

4) через певний проміжок часу наступає рівновага між енергією збудження, що надходить у систему, і енергією, що розсіюється при коливаннях, тобто встановлюється певний рівень автоколивань.

Встановлений рівень автоколивань не залишається постійним. Як правило, вони відбуваються з періодично змінюваною амплітудою і мають форму биття.

Слід зазначити, що теоретичні методи розрахунку амплітуд автоколивань є досить складними і дають значні похибки при експериментальних перевірках. Тому для вирішення питань стабільності процесу різання найчастіше використають експериментальні методи і прилади сучасної вібродіагностики.

5.2.3. Вплив умов різання на інтенсивність автоколивань

Основними характеристиками автоколивань є їх частота f і амплітуда A. Установлено [25], що ***частота автоколивань практично не залежить від режимів різання і геометрії інструмента***. Вона визначається жорсткістю, демпфіруючою здатністю і масами елементів коливальної системи ВПІЗ, зростаючи при збільшенні жорсткості і зменшенні маси та демпфіруючої здатності, тобто визначається частотою власних (вільних) коливань домінуючої системи ВПІЗ.

Амплітуда автоколивань залежить як від жорсткості, демпфіруючої здатності і маси коливальної системи, так і від геометричних параметрів інструмента, режимів різання і фізико-механічних властивостей оброблюваних матеріалів.

Постійність частоти і змінність амплітуди коливань при зміні умов різання якраз і свідчить про автоколивальну природу вібрацій (на відміну від вимушених коливань, у яких частота визначається частотою збуджуючої сили).

Збільшення товщини зрізуваного шару (подачі) зменшує амплітуду коливань (рис. 5.43), а ширини зрізуваного шару (глибини різання) – збільшує її.

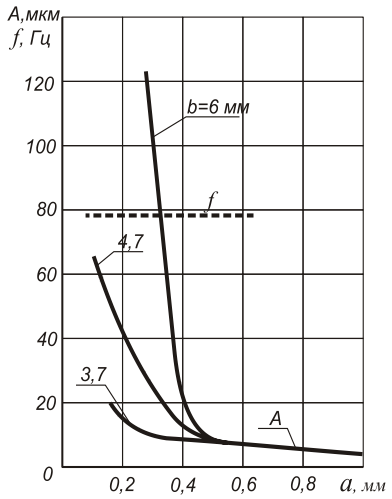


Рисунок 5.43. Вплив товщини a і ширини b зрізуваного шару на частоту і амплітуду коливань при обточуванні [25] *(сталь 40Х;* $\varphi = 30°$ *;* $\gamma = 8°$ *;* $t = 2$ *мм;* $V = 45$ *м/хв.)*

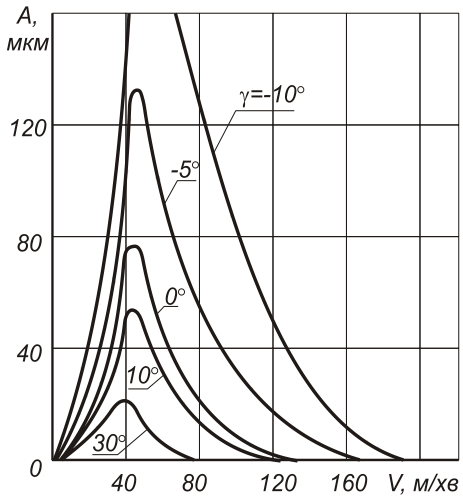


Рисунок 5.44. Вплив швидкості різання V і переднього кута різця γ на амплітуду коливань при обточуванні [25] *(сталь 40Х;* $\varphi = 30°$ *;* $t = 2$ *мм;* $S = 0{,}25$ *мм/об)*

Швидкість різання на амплітуду коливань впливає немонотонно (див. рис. 5.44). Спочатку при збільшенні швидкості амплітуда зростає, а після досягнення певного значення швидкості починає зменшуватися. Швидкість різання, що відповідає максимальній амплітуді, і ширина зони швидкостей, при яких вібрації існують, визначаються матеріалом оброблюваної заготовки і умовами роботи.

Дуже сильний вплив на інтенсивність вібрацій спричиняє передній кут, при зменшенні якого і переході в область негативних значень амплітуда різко зростає (див. рис. 5.44). Чим менше передній кут, тим більше зона швидкостей різання, де виникають вібрації.

Зі збільшенням головного кута в плані амплітуда коливань зменшується (рис. 5.45), що пов'язане зі зменшенням ширини зрізуваного шару і збільшенням його товщини. Задній кут, якщо він більше $8-10°$, на інтенсивність вібрацій істотного впливу не чинить. Зменшення заднього кута до значень, менших $3°$, зменшує амплітуду коливань.

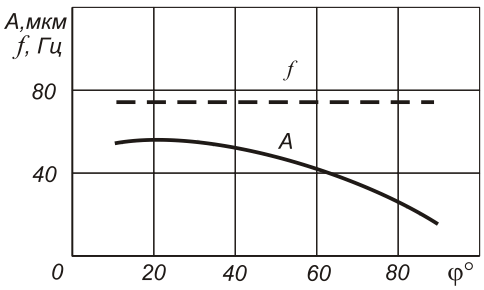


Рисунок 5.45. Вплив головного кута в плані φ на частоту і амплітуду коливань при обточуванні [25] *(сталь 40Х;* $\gamma = 8°$ *;* $t = 2$ *мм;* $S = 0{,}25$ *мм/об;* $V = 45$ *м/хв.)*

Збільшення радіуса вершини інструмента завдяки зміні співвідношень *b/a* приводить до збільшення амплітуди коливань.

Зношування різального інструменту по задній поверхні (де $\alpha = 0$) зменшує амплітуду низькочастотних коливань у зоні швидкостей, що лежить за областю існування стійкого наросту.

5.2.4. Вплив коливань при різанні на стійкість інструментів і якість обробленої поверхні

Залежність стійкості різних інструментів від інтенсивності автоколивань у широкому діапазоні зміни амплітуд при фрезеруванні наведена на рис. 5.46, а при обточуванні – на рис. 5.47.

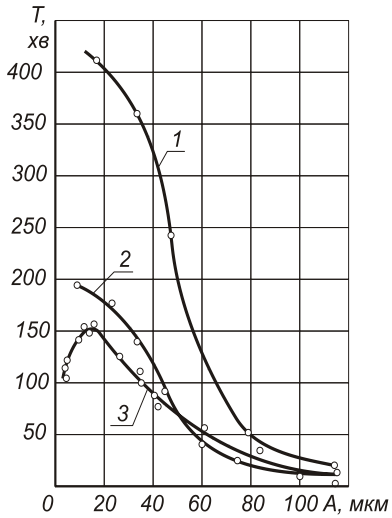


Рисунок 5.46. Залежність стійкості інструмента від амплітуди автоколивань при роботі дисковими пазовими і кінцевими фрезами [20]: *1 – дискова фреза ВК8; ($D = 70$ мм; $z = 16$; B=3 мм; $t = 3$ мм; $S_z = 0{,}05$ мм; $V = 1{,}37$ м/с; $\gamma = 10°$; $\alpha = 15°$; $\alpha_1 = 1°30'$; матеріал заготовки - ОТ4); 2 – кінцева фреза ВК8; ($D = 40$ мм; $z = 5$; $B = 13{,}5$ мм; $t = 1$ мм; $S_z = 0{,}056$ мм; $V = 2$ м/с; $\gamma = 5°$; $\alpha = 15°$; $\omega = 5°$; матеріал заготовки - ВТ20); 3 – умови ті ж, що і у №2, але $\omega = 20°$; $z = 4$*

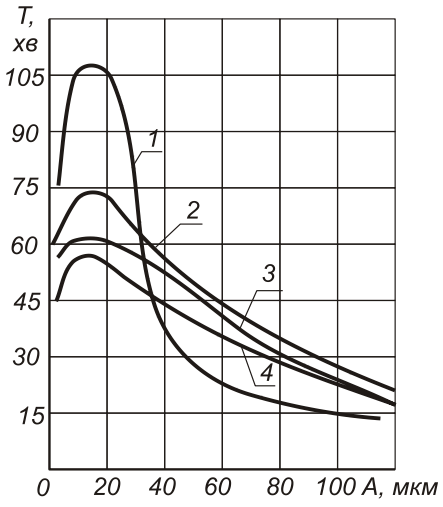


Рисунок 5.47. Залежність стійкості інструмента від амплітуди автоколивань при обточуванні [20]: *1 –ВК8–08Х15Н5Д2Т ($\gamma = 10°$; $\alpha = 10°$; $\varphi = 45°$; $\varphi_1 = 15°$; $r = 0{,}5$мм; $V = 0{,}45$ м/с; $S = 0{,}2$ мм/об; $t = 1{,}5$мм); 2 – ВК8–12Х18Н9Т; ($\gamma = 0°$; $\alpha = 10°$; $V = 0{,}5$ м/с; $S = 0{,}2$ мм/об; $t = 3$мм); 3 – умови ті ж, що у №2, але оброблюваний матеріал ВТ9; 4 – умови ті ж, що у №2, але різець із ВК6-ОМ і оброблюваний матеріал 08Х15Н5Д2Т*

Як видно, всі криві мають екстремальний характер. Максимум стійкості спостерігається при амплітуді $A = 10 - 15$ мкм. Як збільшення, так і зменшення амплітуди коливань приводить до різкого зниження стійкості інструмента. Фізичне пояснення такої залежності $T = f(A)$ може бути наступним:

– автоколивання, що виникають при різанні, так само як і вимушені коливання, що спеціально вводять у зону різання, приводять до полегшення пластичної деформації, зменшенню коефіцієнта тертя по передній і задній поверхнях інструмента, до зменшення адгезійних явищ внаслідок кращого проникнення повітря і МОТС у зону контакту. У підсумку поліпшується відвід стружки, помітно знижуються сили різання, і, як результат цього – зменшується інтенсивність зношування інструмента та підвищується його стійкість.

– з іншого боку, циклічне навантаження інструмента при збільшенні інтенсивності автоколивань, починаючи з певної межі, викликає втомне руйнування ділянок різальної частини інструмента, що перебувають у контакті із заготовкою та стружкою. Тому, по досягненню деякого рівня автоколивань, стійкість інструмента починає різко знижуватися. Таким чином, у зоні малих амплітуд превалює позитивний вплив автоколивань на полегшення процесу пластичної деформації, а у зоні великих – втомне руйнування контактних шарів матеріалу інструмента.

Автоколивання в сильній мірі впливають на якість обробленої поверхні. На рис. 5.48,а показані залежності висоти хвилястості W_z і шорсткості R_a від амплітуди автоколивань при обточуванні. Для всіх оброблюваних матеріалів збільшення амплітуди коливань підвищує хвилястість і шорсткість. Для процесу фрезерування амплітуда коливань також вирішальним чином впливає на ці параметри, причому вплив амплітуди у 5–10 разів сильніший, ніж вплив частоти. Установлено, що у всіх процесах лезового і абразивного оброблення хвилястість обробленої поверхні повністю визначається величиною амплітуди вібрацій.

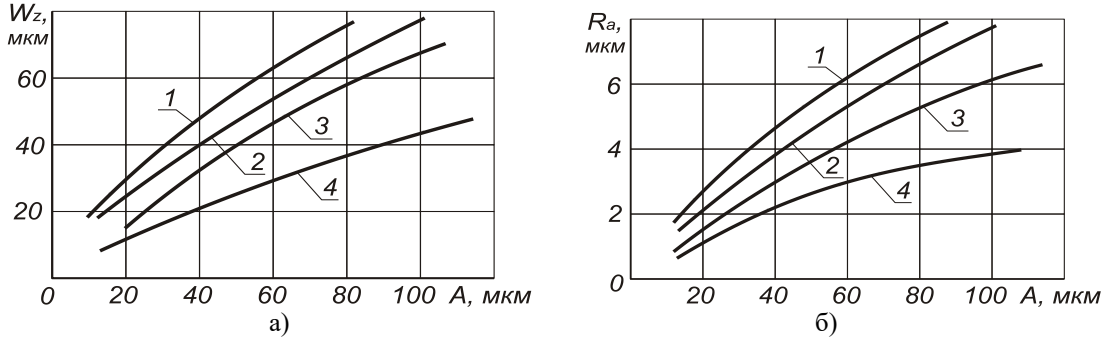


Рисунок 5.48. Залежності хвилястості (а) і шорсткості (б) обробленої поверхні від величини амплітуди автоколивань при обточуванні [20]: *1 – сталі 08Х15Н5Д2Т; 2 – сталі 12Х18Н9Т; 3 – титанового сплаву ВТ9 (1 – 3 – при f=140-190 Гц); 4 – сталі 08Х15Н5Д2Т при f=500-600 Гц*

Залежності глибини і степеню наклепу поверхневого шару від амплітуди автоколивань при вільному обточуванні титанового сплаву наведені на рис. 5.49.

Автоколивання із частотою 240-300 Гц і амплітудою до $A=140$ мкм приводять до збільшення степеню наклепу на 30%. Товщина наклепаного шару при цьому збільшується до 100 мкм.

Епюри розподілу залишкових напружень при різній інтенсивності автоколивань інструмента і виробу при вільному обточуванні сплаву ВТ9 (рис. 5.50) показують, що збільшення амплітуди коливань до 100 мкм істотно впливає на формування залишкових напружень стиску до 550 МПа, а надання інструменту ультразвукових коливань із частотою 35 кГц і амплітудою 5 мкм приводить до росту напружень стиску до 700 МПа (крива 5).

Отже, циклічний характер взаємодії задньої поверхні інструмента з поверхнею різання (при вільному обточуванні вона є обробленою поверхнею) у ході вібрацій, істотно підвищуючи зміцнення поверхневого шару, одночасно приводить до росту сприятливих залишкових напружень стиску, які збільшуються з підвищенням амплітуди.

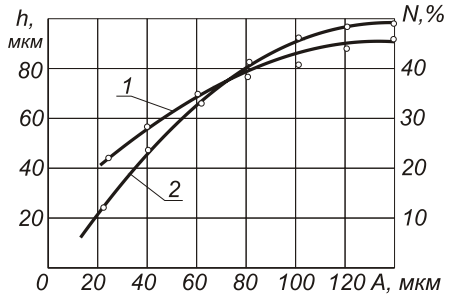


Рисунок 5.49. Залежність товщини наклепаного шару від амплітуди коливань [20]. *(Вільне обточування титанового сплаву ВТ9: 1 – степінь наклепу – N , %; 2 – товщина наклепаного шару – h, мкм)*

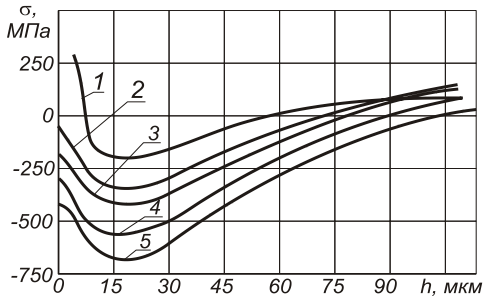


Рисунок 5.50. Епюра розподілу залишкових напружень при різній інтенсивності відносних коливань інструмента і виробу при обточуванні сплаву ВТ9 [20]: *(1 – $A=5$ мкм; 2 – $A=15$ мкм; 3 – $A=30$ мкм; 4 – $A=100$ мкм; 5 – ультразвукові коливання із $f=35$ кГц і $A=5$ мкм)*

5.2.5. Способи «гасіння» автоколивань

Інтенсивність автоколивального процесу залежить від співвідношення роботи сил, що підтримують коливання, і роботи сил опору системи. Отже інтенсивність вібрацій можна знизити, зменшуючи сили, що збуджують коливання і збільшуючи опір системи.

Підвищити сили опору коливальної системи ВПІЗ можна різними способами:

а) підвищенням жорсткості елементів системи ВПІЗ шляхом зменшення зазорів у всіх рухомих з'єднаннях, застосуванням люнетів і т.п.;

б) застосуванням віброгасників різних типів, які не тільки можуть підвищити жорсткість системи, але і зменшити коливання шляхом поглинання енергії, що підтримує коливальний рух. Найбільше застосування одержали віброгасники двох типів: заснованих на введенні у коливальну систему штучних опорів і динамічної дії [34];

в) нанесенням на поверхню маложорсткої заготовки віброізоляційних покриттів, що будуть видалені в ході оброблення [35], або поміщенням заготовки у в'язкопружне середовище.

Зменшити сили, що збуджують коливання можна у такий спосіб:

а) зміною геометрії інструмента шляхом збільшення головного і допоміжного кутів у плані, зменшенням радіуса вершини леза, збільшенням переднього і зменшенням заднього кутів.

б) застосуванням багатолезових інструментів зі змінним кроком між різальними лезами. Створенням вібропоглинаючих фасок на передній поверхні або фаски «штучного зношування» на задній поверхні;

в) при виборі режиму різання необхідно уникати швидкостей різання, коли спостерігається посилення вібрацій. Особливо важливо працювати у зоні безвібраційного різання при швидкісному обробленні з великими обертами шпиндельних вузлів;

г) при недостатній жорсткості заготовки необхідно збільшувати відношення товщини зрізуваного шару до його ширини, зменшуючи глибину різання і збільшуючи подачу.

Дістають розвиток різні способи введення у зону різання через інструмент або

заготовку вимушених коливань із низькою або ультразвуковою частотою. При обробленні нежорстких заготовок накладення вимушених коливань може створювати різні форми власних (вільних) коливань, змінюючи умови, необхідні для підтримки автоколивань.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Які сили називають фізичними складовими сили різання?
2. Під яким кутом до вектору швидкості різання розташована сила стружкоутворення?
3. Які сили називають технологічними складовими сили різання?
4. Які вимоги висуваються до динамометрів при вимірюванні технологічних складових сили різання?
5. Укажіть послідовність визначення емпіричних залежностей сили різання від основних режимів різання.
6. Поясніть вплив глибини, подачі і швидкості різання на величину технологічних складових сили різання.
7. Як впливають зміна головного кута в плані, радіуса перехідної різальної кромки, переднього і заднього кутів інструмента на величину складових сил різання?
8. Поясніть вплив властивостей оброблюваного матеріалу на величину сили різання.
9. Запишіть узагальнені емпіричні формули для розрахунку складових сили різання.
10. Як розрахувати потужність, затрачувану при різанні?
11. Які навантаження діють на гвинтове свердло під час різання?
12. Які навантаження діють на циліндричну і торцеву фрези під час різання?
13. Поясніть поняття умови рівномірного фрезерування для циліндричних фрез та причини нерівномірності фрезерування для торцевих фрез.
14. Поясніть причини появи і засоби боротьби з вимушеними коливаннями.
15. Поясніть причини появи автоколивань при різанні.
16. Як впливають на амплітуду автоколивань зміна товщини і ширини зрізуваного шару, швидкості різання, переднього кута і головного кута в плані?
17. Як впливають коливання на стійкість інструмента та якість обробленої поверхні?
18. Назвіть способи гасіння автоколивань?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 5

1. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В.Ф. Бобров. – М. : Машгиз, 1962. – 152 с.
2. Внуков Ю.Н. Анализ особенностей различных подходов при аналитическом расчете сил резания / Ю.Н.Внуков, А.Г., Саржинская // Современные технологии в машиностроении. – Харьков : НТУ «ХПІ», 2008. – №1. – 540 с.
3. Зорев Н.Н. Расчет проекций силы резания / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1958. – 56 с.
4. Развитие науки о резании металлов / [Коллектив авторов] ; под. ред. Н.Н.Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
5. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 367 с.

6. Розенберг А.М. Расчет сил при резании пластичных материалов / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 4. – С. 48–54.
7. Розенберг Ю.А. Силы резания и методы их определения / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман. : Ч. 1. Общие положения. – Курган : КМИ, 1995. – 128 с.
8. Розенберг Ю.А. Алгоритм расчета составляющих сил резания при токарной обработке / Ю.А. Розенберг // СТИН. – 2003. – №5. – С. 18–21.
9. Розенберг Ю.А. Развитие теоретических методов расчета сил резания / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман // Прогрессивные технологические процессы в машиностроении : сб. научн. тр. – Томск : ТПУ, 1997. – 158 с.
10. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – М. : Машгиз, 1956. – 319 с.
11. Розенберг А.М. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг. – К. : Наукова думка, 1990. – 320 с.
12. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. – М. : Машиностроение, 1969. – 152 с.
13. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
14. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн.наук : 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
15. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента / А.И. Бетанели. – Тбилиси : Сабчота сакартвелло, 1973. – 304 с.
16. Остафьев В.А. Физические основы процесса резания металлов / В.А. Остафьев. – К. : Вища школа, 1976. – 240 с.
17. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.
18. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат» , Зауралье, 2007. – 294 с.
19. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов / А.И. Каширин. – М. : АН СССР, 1944. – 132 с.
20. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с.
21. Кудинов В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М. : Машиностроение, 1967. – 359 с.
22. Лазарев А.Г. Автоколебания при резании металлов / А.Г. Лазарев. – М. : Высшая школа, 1971. – 243 с.
23. Ташлицкий Н.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – №2. – С. 45–53.
24. Кучма Л.К. Вибрация при работе на фрезерных станках и методы их гашения / Л.К. Кучма. – М. : АН СССР, 1959. – 173 с.
25. Кучма Л.К. Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке / Л.К. Кучма ; сб. ЦНИИТМАШ ; кн. 15. – М. : Машгиз, 1948. – 203 с.
26. Дроздов Н.А. К вопросу о вибрации станка при токарной обработке / Н.А. Дроздов // Станки и инструмент. – 1937. – № 22. – С. 10-13
27. Зворыкин К.А. Работа и усилия, необходимые для отделения металлических

стружек [Текст] / К.А. Зворыкин
28. Полетика М.Ф. Приборы для измерения сил резания и крутящих моментов / М.Ф. Полетика. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1963. – 105 с.
29. Аршинов В.А. Резание металлов и режущий инструмент : учебник / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев. – М. : Машиностроение, 1975. – 440 с.
30. Розенберг А.М. Динамика фрезерования / А.М. Розенберг. – М. : Советская наука, 1945. – 360 с.
31. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
32. Залога В.А., Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки / В.А. Залога, Д.В. Криворучко // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2006. - вып. 68. – С. 193–202.
33. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
34. Рыжков Д.И. Вибрации при резании металлов и методы их устранения / Д.И. Рыжков. – М. : Машиностроение, 1961. – 201с.

РОЗДІЛ 6. ТЕПЛОВІ ЯВИЩА У ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ

У процесі різання теплові явища відіграють важливу роль. Саме вони визначають температуру у зоні різання, що безпосередньо впливає на характер пластичної деформації при утворенні стружки, наріст, усадку стружки, сили різання і мікроструктуру поверхневого шару. Ще більш істотно впливає температура різання на інтенсивність зношування інструмента та на його період стійкості.

6.1. Джерела виділення тепла і його баланс при різанні матеріалів

Джерелом виділення теплоти при знятті стружки є механічна робота, витрачена на її зрізання. Як установлено дослідженнями, до 99,5% механічної роботи перетворюється у тепло і лише 0,5% йде на зміну кристалічної структури металу. Механічна робота, а значить – виділення тепла, відбувається у зоні пластичної деформації, ділянках тертя по передній і задній поверхнях:

$$E = E_{\text{д}} + E_{1\text{T}} + E_{2\text{T}} = Q = Q_{\text{д}} + Q_{1\text{T}} + Q_{2\text{T}},$$

де $E_{\text{д}}$, $E_{1\text{T}}, E_{2\text{T}}$ – роботи, затрачувані, відповідно, на пружну і пластичну деформації зрізуваного шару у зоні первинної пластичної деформації, на подолання сил тертя по передній і задній поверхнях.

Тепло $Q_{\text{д}}$, $Q_{1\text{T}}$, $Q_{2\text{T}}$, що виділяється у зазначених трьох зонах, поширюється до менш нагрітих ділянок інструмента, заготовки і стружки, а також розсіюється у навколишньому середовищі. Шляхи поширення теплових потоків без урахування штучного охолодження інструмента і заготовки наведені на рис. 6.1, а.

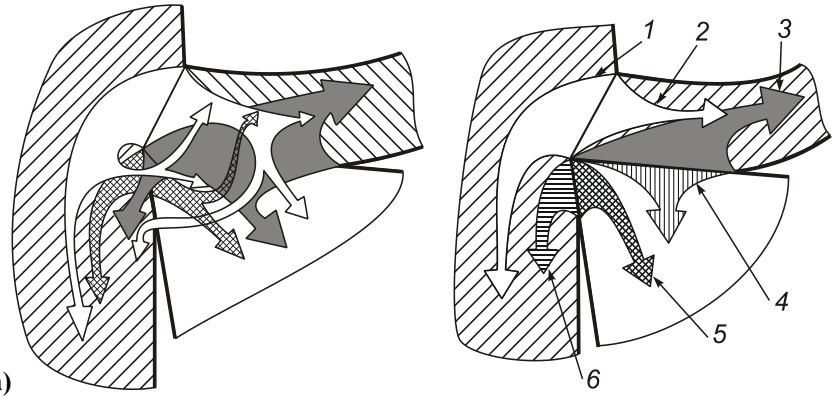


Рисунок 6.1. Схеми руху теплових потоків при різанні без охолодження [1]:

1 — частка теплоти деформації $Q_{д.з.}$, що йде у заготовку; 2 — частка теплоти деформації $Q_{д.с.}$, що йде у стружку; 3 — кількість теплоти Q_{1T}, що виникає у результаті тертя між стружкою і передньою поверхнею інструмента; 4 — підсумковий потік теплоти Q_1, що виникає у результаті теплообміну на площадці контакту прирізцевої сторони стружки з передньою поверхнею інструмента; 5 — підсумковий потік теплоти Q_2, що виникає у результаті теплообміну на площадці контакту поверхні різання із задньою поверхнею інструмента; 6 — кількість теплоти Q_{2T}, що виникає у результаті тертя між заготовкою і задньою поверхнею інструмента

Як видно, при різанні спостерігається складне переплетення теплових потоків, оскільки теплота від кожного із трьох основних джерел, що діють незалежно один від іншого, може розподілятися між всіма тілами, що беруть участь у різанні. Схему цю можна значно спростити (рис. 6.1, б), увівши поняття підсумкових теплових потоків, що проходять через контактні поверхні інструмента.

Знаючи кількість теплоти, що виділяється у процесі різання і розповсюджується між стружкою, оброблюваною заготовкою, інструментом і середовищем, можна записати рівняння балансу теплової енергії при різанні:

$$Q = Q_д + Q_{1Т} + Q_{2Т} = Q_с + Q_і + Q_з + Q_{ср}, \qquad (6.1)$$

де $Q_с, Q_і, Q_з, Q_{ср}$ – кількість теплоти, що переходить відповідно у стружку, інструмент, заготовку і навколишнє середовище.

Експерименти показують, що при обробленні звичайних конструкційних сталей з невеликою швидкістю різання (до 30...40 м/хв.) відносна кількість теплоти становить: $Q_с$ = 60...70%; $Q_і$ =3%, $Q_з$ =30...40%; $Q_{ср}$ = 1...2 %. Установлено, що чим нижче теплопровідність оброблюваного матеріалу, тим більше теплоти йде в інструмент (табл. 6.1, рис.6.2.). Використання охолоджувальних технологічних середовищ дозволяє значно підвищити $Q_{ср}$ у загальному тепловому балансі. При цьому відповідно зменшуються $Q_с$, $Q_і$, $Q_з$. При збільшенні швидкості різання значно зростає відносна кількість теплоти, що залишається у стружці (див. рис.6.2).

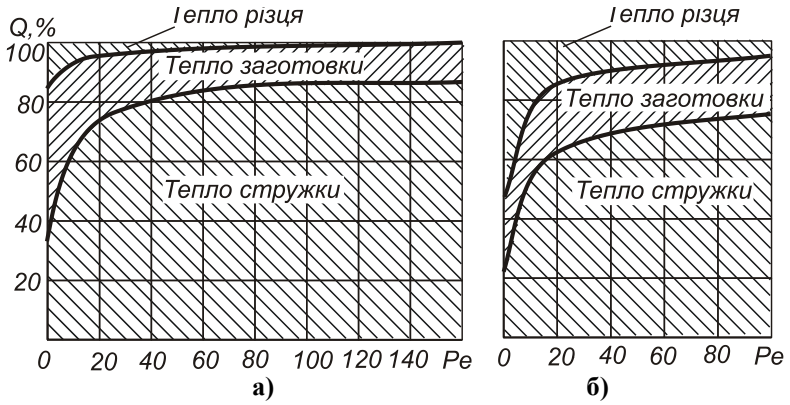


Рисунок 6.2. Тепловий баланс при обточуванні сталі 45 [2] *а) (різець із Т15К6) і сплаву ВТ3–1 б) (різець із ВК8)*

Зменшення долі тепла, що переходить у заготовку при збільшенні швидкості різання, викликано зміною співвідношення між швидкістю різання і швидкістю поширення тепла із зони деформації. Із зони теплотворення (зони первинної пластичної деформації) у заготовку тече тепловий потік $Q_{д.з.}$ (див. рис. 6.1). Швидкість поширення тепла залежить від градієнта температур на площині зсуву та у заготовці і теплопровідності оброблюваного матеріалу. Якщо швидкість різання, тобто швидкість, з якої різальне лезо інструмента перетинає тепловий потік, мала, то тепло від зони зсуву безперешкодно перейде у заготовку. При збільшенні швидкості різання лезо інструмента усе швидше перетинає тепловий потік, і тому у заготовку встигає перейти менша кількість тепла і все більша його кількість залишається у стружці [6]. Зменшення долі тепла, що йде в інструмент, при збільшенні швидкості різання пов'язане зі зменшенням

ширини площадки контакту на передній поверхні, через яку тепло зі стружки переходить в інструмент.

Таблиця 6.1. Розподіл теплоти, що переходить у стружку, заготовку та інструмент, при обточуванні різних матеріалів твердосплавними різцями

Оброблюваний матеріал	Режим різання	Кількість теплоти, %		
		$Q_с$	$Q_з$	$Q_і$
Алюміній	V= 100 м/хв., S = 0,12 мм/об, t=1,5 мм	21	73	2,2
Чавун	Те ж	42	50	1,5
Сталь 40Х	Те ж	71	26	1,9
Сталь 45	V = 30 м/хв., S=0,3 мм/об, t=4 мм	69,2	27,4	3,4
Титановий сплав	V = 35 м/хв., S = 0,3 мм/об, t= 4 мм	73,4	16,8	9,8
Порошковий матеріал 20Х9–П	V = 100 м/хв., S = 0,08 мм/об, t = 0,1 мм	55	28	17*

** Використовувався різець із композиту 10 із теплопровідністю більшою, ніж у твердих сплавів.*

Незважаючи на те що доля тепла, що йде в інструмент, дуже мала, інструмент є нерухомим тілом і відносно невеликою частиною тепла, діючою тривалий час, прогрівається до високої температури. Тому середня температура на передній поверхні інструмента у декілька разів перевершує середню температуру стружки.

Поширення теплоти у зоні різання відбувається в основному шляхом теплопровідності. Унаслідок цього у системі різання встановлюється температурне поле, що описується диференціальним рівнянням теплопровідності:

$$c\rho\frac{\partial\theta}{\partial\tau}=\frac{\partial}{\partial x}\left[\lambda(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[\lambda(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial y}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[\lambda(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial z}\right], \qquad (6.2)$$

де θ – температура у точці з координатами x, y, z; τ – час із моменту початку поширення тепла; λ – коефіцієнт теплопровідності, що залежить у загальному випадку від температури тіла; $c\rho$ – об'ємна теплоємність тіла.

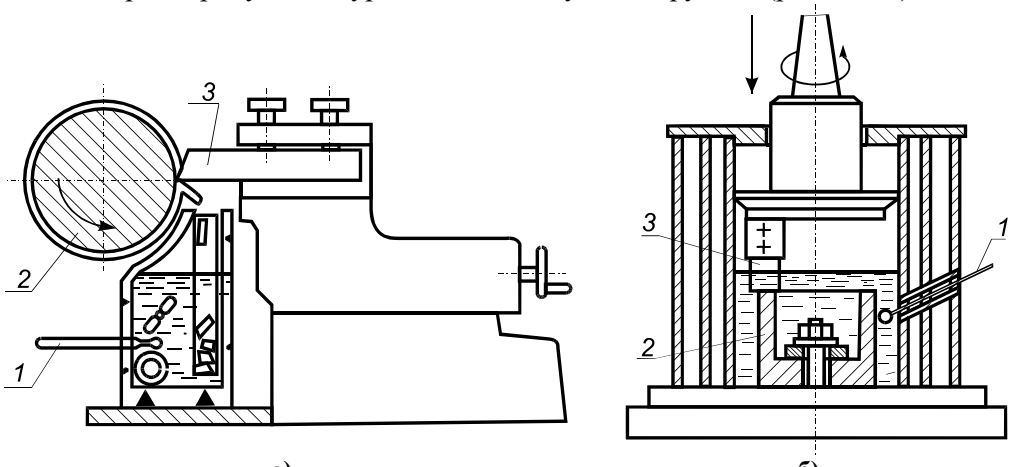
Не дивлячись на зовнішню простоту рівняння (6.2), його аналітичне розв'язання було отримано лише для найпростіших випадків стаціонарного (установленого) різання. Тому на перших етапах вивчення теплових явищ при різанні, а також у заводських умовах перевага віддавалася експериментальним методам. Останнім часом розповсюдження знайшли способи числового моделювання теплових процесів в інструменті, заготовці і стружці, засновані на методах скінченних (МСЕ) і граничних елементів (МГЕ).

6.2. Експериментальні методи дослідження теплових процесів при різанні

Використовувані на цей час експериментальні методи дослідження теплових процесів у зоні різання надзвичайно різноманітні і завдяки їхній надійності та простоті є основним методом дослідження. З їх допомогою можна визначити кількість виділе-

ної теплоти; її розподіл між стружкою, заготовкою та інструментом; температуру контактних площадок інструмента; температурні поля у зоні деформації і різальному лезі інструмента. Розглянемо деякі з них.

Калориметричний метод дозволяє визначити кількість теплоти, що переходить у стружку, заготовку та інструмент, а також їхні середні температури. Наприклад, уловлюючи у калориметр гарячу стружку, знаючи маси стружки і води у калориметрі і зміну температури води, можна визначити середню температуру стружки (рис. 6.3, а). Є також калориметри, у які занурюють заготовку та інструмент (рис. 6.3, б).



а) **б)**

Рисунок 6.3. Схеми калориметрів: *1 – термометр; 2 – заготовка; 3 – різець*

Метод плавких плівок [52, 56, 57] полягає у тім, що на бокові поверхні інструмента наноситься у вакуумі тонкий шар чистого металу з відомою температурою плавлення. Теплота, що виділяється при різанні, оплавляє плівку в області, де досягається ця температура, і тим самим позначає відповідну ізотерму (рис. 6.4). Якщо нанести кілька плівок з різних металів, то можна побудувати ізотерми температурного поля інструмента.

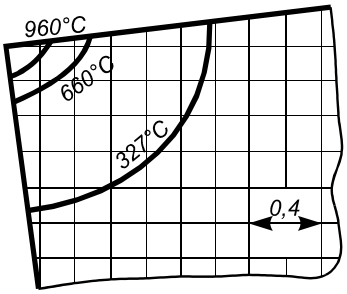


Рисунок 6.4. Ізотерми на різці з мінералокераміки при обточуванні сталі 45 протягом 1 хв. *(V = 500 м/хв., товщина металевої плівки 0,05 мкм)*

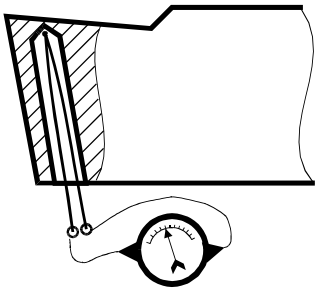


Рисунок 6.5. Схема вимірювання температури різання методом штучної термопари

Метод термофарб принципово аналогічний методу плівок, але замість чистих металів використовуються спеціальні сполуки (фарби), що змінюють свої кольори під дією температур [8]. У деяких випадках ці сполуки наносять у спеціальні канавки у площині рознімання розрізного різця. Це дає можливість визначити температурне поле всередині інструмента [52].

Метод термопар полягає у тім, що, якщо нагріти місце спаю двох провідників з різних металів, залишаючи при цьому вільні кінці при більш низькій температурі, на останніх виникає термо-ЕРС (ТЕРС), що залежить від різниці температур спаю і більш холодних кінців. Замикаючи ланцюг через мілівольтметр, можна виміряти термо-ЕРС. Такий ланцюг називається термоелектричний. Цей метод є найпоширенішим і поділяється на кілька різновидів.

Метод штучної термопари полягає у тім, що в інструменті просвердлюється отвір малого діаметру, що не доходить до визначеної точки передньої або задньої поверхні приблизно на 0,2...0,5 мм. В отвір вставляється ізольована термопара (рис. 6.5). Температура у точці дотику термопари та інструмента реєструється включеним у ланцюг термопари гальванометром.

Цей метод дає можливість визначити температуру різних точок на передній і задній поверхнях інструмента та на поверхні стружки (рис. 6.6), тобто знайти температурне поле. Основною перевагою методу штучної термопари є відома залежність ТЕРС – ºС, яка є стандартною характеристикою термопари.

Недоліками класичної схеми штучної термопари є складність пристрою і неможливість визначити дійсну температуру контакту, тому що вимір температури фактично здійснюється не у точці поверхні контакту різця і стружки, а на деякій відстані від неї. Крім того покази приладу змінюються з часом через зношування перемички, що відокремлює термопару від поверхні контакту.

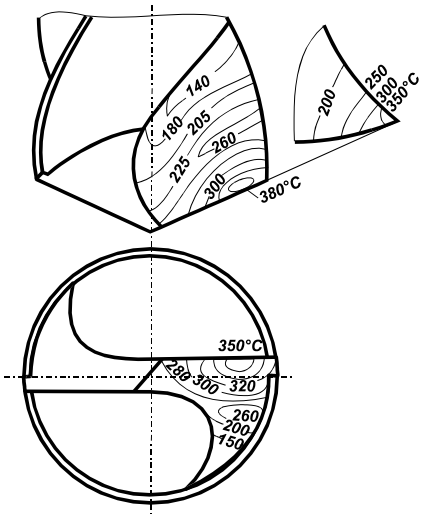


Рисунок 6.6. Температурне поле на передній і задній поверхнях свердла при свердлінні сталі 45, визначене за результатами вимірювання 160 термопарами [9]
(V = 25 м/хв., S = 0,11 мм/об, d=30 мм)

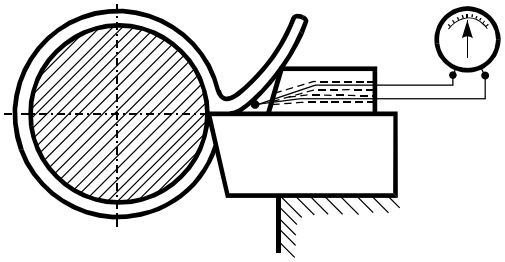


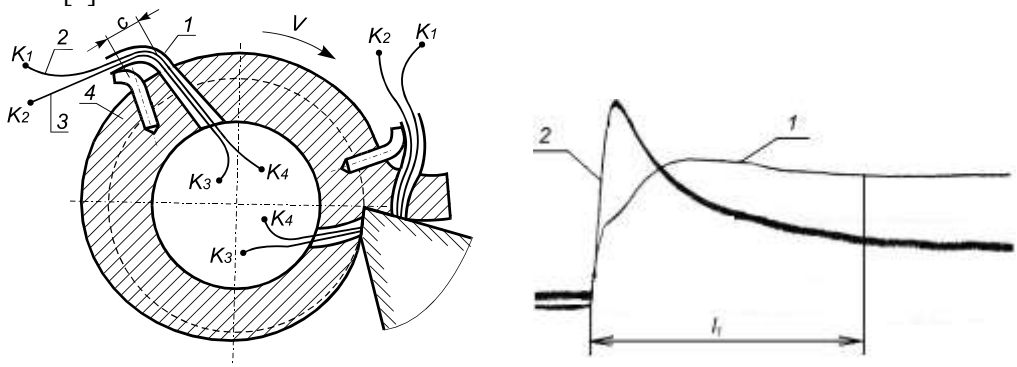
Рисунок 6.7. Схема термопари, що ковзає по прирізцевій стороні стружки (В.А.Кривоухов) [3]

Більш точні значення температур можна одержати, використовуючи **ковзаючі** по прирізцевій поверхні стружки (рис. 6.7) або **біжучі термопари**.

Принципова схема біжучої термопари представлена на рис. 6.8. Заготовка 4 має гребені у формі гвинта зі стрічковою різьбою. У них свердлять отвори діаметром 0,5...0,7 мм, у які вставляють захисні трубки 1 із двома ізольованими провідниками термопари 2 і 3. Трубка з оброблюваного або близького до нього за властивостями матеріалу захищає провідники від передчасного замикання. Кінці провідників К1, К2, К3 і К4 підключені до входів записуючого осцилографа.

При перерізанні різцем трубки провідники замикаються, і на поверхні різання утворюється точкова термопара, що рухається разом із прирізцевим шаром стружки по передній поверхні. Це дозволяє записати розподіл температури по довжині контакту. Ділянки провідників, що залишилися у заготовці, дозволяють визначити розподіл тем-

ператури спочатку по задній поверхні інструмента, а потім – температуру поверхні різання [1].



а) **б)**

Рисунок 6.8. Схема біжучої термопари (а) і осцилограма зміни термо-ЕРС (б) [3]
(1– графік зміни термо-ЕРС термопари на контактній стороні стружки, 2 – на поверхні різання)

Прагнення зменшити розміри провідників термопар і наблизити останні до контактних поверхонь інструмента привело до створення **плівкових термопар** [10]. Наприклад, різець зі штучною плівковою термопарою (рис. 6.9) складається із пластин 2 і 6, притиснутих одна до одної за допомогою накладки 7 у корпусі 1. На одну із пластин за допомогою трафарету напилене послідовно хімічно чисте залізо 3, шар ізоляції 4 і хімічно чистий нікель 5. До кінців напиленої термопари припаюються провідники, з'єднані з вимірювальним пристроєм. Плівкові термопари істотно знижують похибки виміру і перспективні для теплофізичних досліджень.

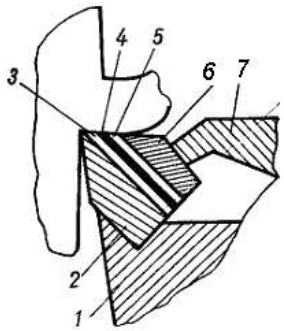
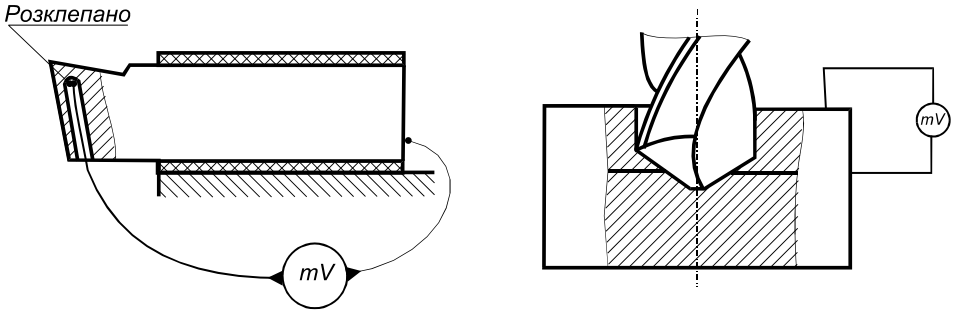


Рисунок 6.9. Різець з плівковими штучними термопарами

У методі напівштучної термопари як один із провідників термопари використовується інструмент або заготовка. Другою частиною термопари є традиційний провідник приєднаний до тих же інструмента або заготовки (рис. 6.10).

Різновид методу напівштучної термопари наведено на рис. 6.11 [10, 54]. У тіло розрізного різця 1 вставляється ізольована від нього струмопровідна пластина 2, розташована під кутом μ до різальної кромки.



а) **б)**

Рисунок 6.10. Схеми напівштучної термопари: *а – інструмент-провідник; б – заготовка-провідник*

Термо-ЕРС, що виникає між стружкою 3 і пластиною, реєструється вимірювальним пристроєм. Якщо при вільному обточуванні диска з оброблюваного матеріалу інструменту надати поздовжнє переміщення, можна записати закон розподілу температур на площадці контакту різець – стружка.

Метод напівштучної термопари дає більш точні результати, чим метод штучної, але, забезпечуючи вимір температур у даних точках поверхні, не дає можливості вивчити закономірності впливу елементів режиму різання на найвищу температуру процесу різання. Крім того, цей метод вимагає знання тарувальних залежностей для кожного оброблюваного чи інструментального матеріалу.

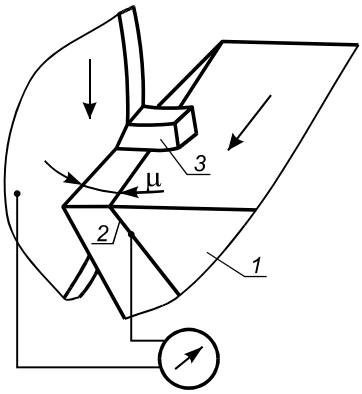


Рисунок 6.11. Схема напівштучної термопари провідник – заготовка

У методі природної (натуральної) термопари (запропонований Е. Гербертом і К. Готвейном) елементами термопари служать заготовка та інструмент, які, будучи різнорідними матеріалами, у процесі різання мають сильно нагрітий контакт, що фактично є спаєм цієї термопари. Кінці інструмента і заготовки мають значно нижчу температуру.

Одна з розповсюджених схем природної термопари приведена на рис. 6.12. Заготовка 1 ізолюється від патрона 3 верстата і від заднього центру верстата; аналогічно різець 2 ізолюється від резцетримача верстата, використовуючи текстолітові прокладки і вставки 5.

Для замикання контакту із заготовкою у неї вкручується стрижень 10, діаметр якого менше, ніж отвір у шпинделі. Цей стрижень при виході зі шпинделя 4 проходить через ізолюючу текстолітову втулку 5. На кінці стрижня встановлений струмознімач 7, 8, яким забезпечується надійне замикання обертових і нерухомого ділянок електричного ланцюга. Термо-ЕРС процесу різання реєструється гальванометром 9.

Ізоляція заготовки та інструмента від верстата виконується для усунення впливу додаткових паразитних термопар, що виникають як у самому верстаті, так і у місцях стику деталей верстата із заготовкою. При дослідженнях, що не вимагають високої точності, заготовку не ізолюють від верстата, вважаючи, що роль виникаючої додатково термопари незначна через слабке розігрівання заднього центра у порівнянні з різцем. У зв'язку із цим провід, що раніше приєднувався до заготовки, можна приєднати до будь-якої точки верстата.

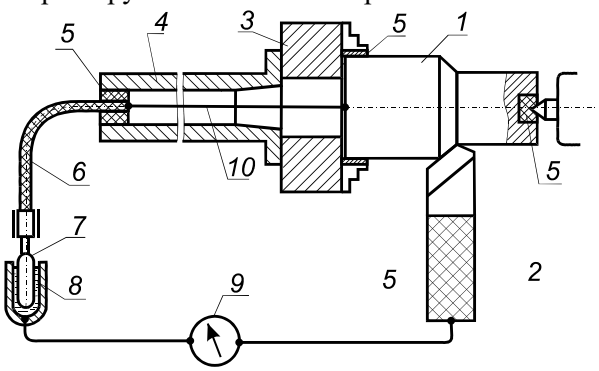


Рисунок 6.12. Схема виміру температури різання методом природної термопари

Природні термопари можуть також застосовуватися для вимірювання середніх температур на кожній з контактних площадок окремо і для вивчення закону розподілу температур на поверхні контакту стружки з інструментом. Прикладом такого пристрою є розрізний різець (рис. 6.13) [11]. Він складається із пластин 1 і 2, закріплених на корпусі. Одна із пластин — із діелектрика (мінералокераміка), друга — зі струмоп-

ровідного матеріалу. Міняючи пластини місцями при f=0, у процесі різання можна виміряти середні температури на кожній з контактних поверхонь окремо. Застосовуючи різці із різними розмірами фаски на пластині із діелектрика, можна виміряти середні температури на окремих ділянках контакту передньої поверхні інструмента зі стружкою і скласти уявлення про закон розподілу температур на цій контактній площадці. Але при цьому допускається ряд похибок у порівнянні з реальним процесом різання, зокрема, змінюються умови тертя на передній поверхні, інтенсивність і напрямок теплових потоків через відмінності у властивостях використовуваних інструментальних матеріалів.

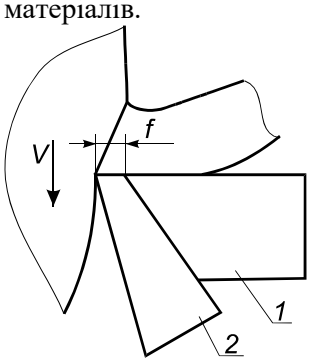


Рисунок 6.13. Розрізний різець [11]

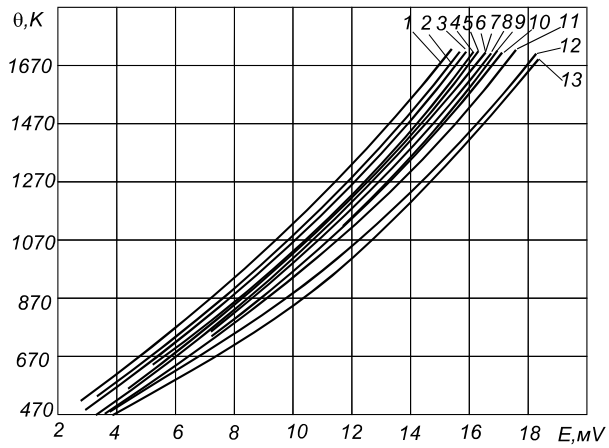


Рисунок 6.14. Тарувальні графіки натуральних термопар: твердий сплав Т15К6 – різні сталі [12]: *1 – 30ХГС, 2 – 20ХН, 3 – У10А, 4 – 65Г, 5 – У7, 6 – сталь 40, 7 – Ст.5, 8 – Ст. 3, 9 – сталь 20, 10 – сталь 10, 11 – 40Х, 12 – ШХ15, 13 – 20Х*

Великим недоліком методу натуральної термопари є необхідність тарувальних графіків термо-ЕРС – ºС для кожної комбінації оброблюваний та інструментальний матеріал (рис.6.14). Ці графіки одержують за допомогою досить трудомістких експериментів на спеціальних установках, вид однієї з яких наведений на рис. 6.15 [1].

Стрижні 1 і 2 з оброблюваного та інструментального матеріалів із певною силою притискаються до нагрівача 3. Одночасно до нагрівача у тім же місці приварена контрольна термопара 4. Задаючи різну температуру нагрівання реостатом 6, порівнюють покази гальванометрів 8, підключеного до контрольної термопари 4, і 5 – до випробовуваної термопари. Ці дані є основою для тарувального графіка.

Останні дослідження показують, що природна термопара дає покази термо-ЕРС, які лише приблизно відповідають деякій усередненій температурі, що виникає на передній і задній поверхнях. Величина цієї температури залежить від співвідношення довжин контактних площадок і температур на них. З огляду на те, що і відношення цієї середньої температури до максимальної на передній або задній поверхнях – теж змінне, використати результати методу природної термопари можна лише для дуже наближених, порівняльних експериментів.

Метод безконтактного виміру температур являє собою реєстрацію теплового випромінювання окремих ділянок заготовки або інструмента у процесі оброблення. Він заснований на принципі акумуляції теплового випромінювання з ділянки нагрітої поверхні 1 за допомогою лінз 2 і направлення його на фотоелемент 3 (рис. 6.16). Під

дією теплового випромінювання у фотоелементі виникає струм, що потім проходить через підсилювач 4 і реєструється вимірювальним пристроєм 5. Найменша роздільна здатність такого приладу (пірометра) досягає 1 мм^2. Фотоелектричний метод дозволяє вимірювати температуру різних ділянок зони різання і визначати температурні поля передньої і задньої поверхні різця.

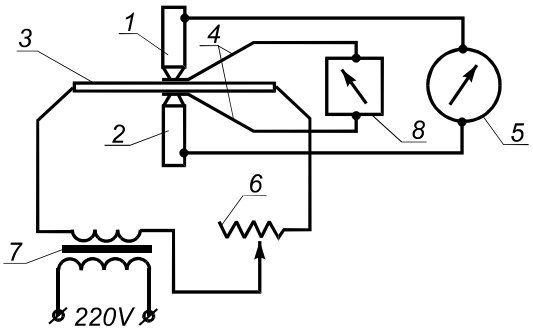


Рисунок 6.15. Схема установки для тарування природної термопари контактним способом [1]

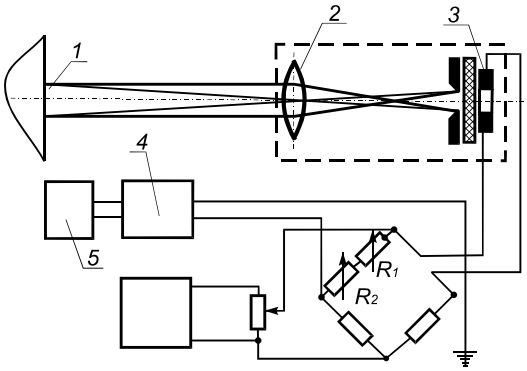
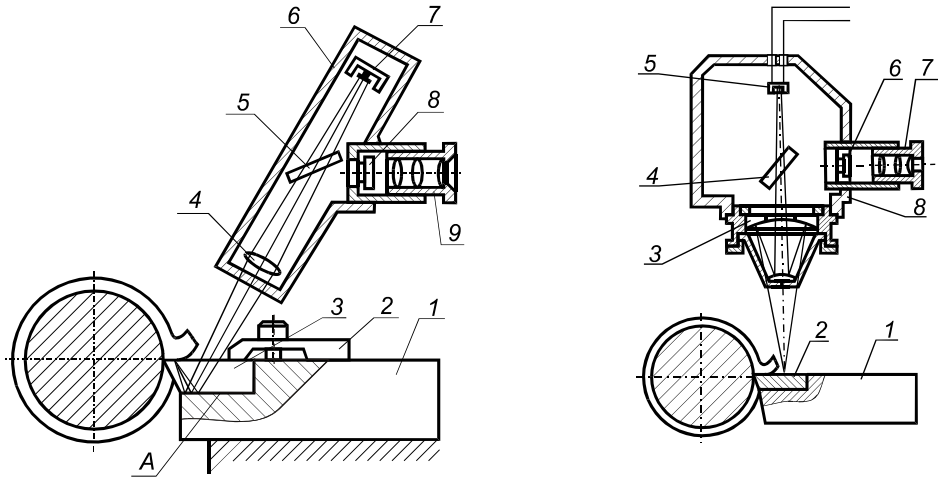


Рисунок 6.16. Схема фотоелектричного пірометра для виміру температури інструмента, заготовки і стружки

На основі наведеної загальної схеми розроблені конструкція і виготовлено прилад для виміру температури у будь-якій точці зони різання (рис. 6.17, а). Прилад складається з корпуса 6, об'єктива 4, рухливого дзеркала 5, фотоелемента 7, окуляра 9 із сіткою 8. Крім того, застосовується спеціальний різець 1 із прихватом 2 і пластиною 3 із прозорого для інфрачервоних променів матеріалу (наприклад, з лейкосапфіру) з полірованими передньою і нижньою (опорною) площинами, причому опорна площина А виконана дзеркальною [12].



а) **б)**

Рисунок 6.17. Схеми приладів для виміру температури при обточуванні:
а – прозорим; б – непрозорим інструментом

Інфрачервоні промені із заданої точки зони різання, відбиваючись від опорної дзеркальної площини А, фокусуються об'єктивом на приймач інфрачервоного випромінювання. Візуальне спостереження за зоною різання забезпечується окуляром із сіт-

кою і рухливим дзеркалом. Прилад дозволяє вимірювати температуру у будь-якій точці від 150°С до 1200°С. Висока точність вимірювання (±2...3%) забезпечується спеціальним дзеркальним об'єктивом, а також електронною схемою підсилювача. Приймач інфрачервоного випромінювання приймає сигнали із площадки розміром 0,04×0,07 мм^2. Таким чином, є можливість вимірювати температуру у будь-якій точці зони різання на різальній кромці, на передній і задній поверхнях інструмента і т.п. (рис. 6.18).

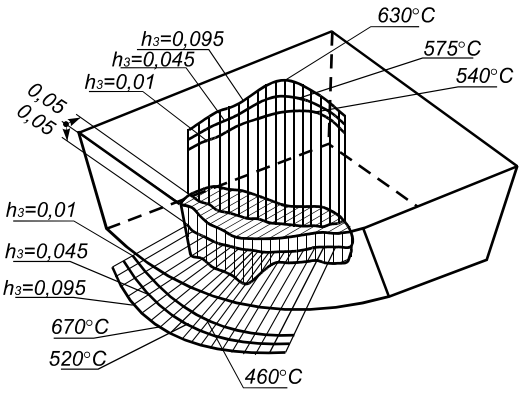


Рисунок 6.18. Розподіл температури на поверхні лейкосапфірового різця при обточуванні сталі 45

Прилади такого типу можуть бути використані для вимірювання температури не тільки на площадці контакту, але і у будь-якій точці різальної частини різця (див. рис. 6.17, б). Це застосовується у тих випадках, коли інструментальний матеріал не прозорий для інфрачервоних променів, або коли збігаюча стружка закриває контактну площадку. Знаючи температуру у точках поза площадкою контакту і використовуючи відомі закономірності розподілу температур, можна теоретично розрахувати температуру у будь-якій точці різального леза.

Розглянуті раніше прилади дозволяють вимірювати температуру в обмеженій зоні, практично у точці. Однак оптимізувати технологічний процес або оцінювати термічний режим об'єкта за температурою в окремій точці досить важко. У цих випадках бажано мати значно більший обсяг інформації, яку можна було б одержувати, маючи у своєму розпорядженні теплове зображення об'єкта. В останні роки для цієї мети все частіше використовують інфрачервону апаратуру, зокрема, **тепловізори**, що дозволяють із досить високою точністю фіксувати температурне поле тіла [16].

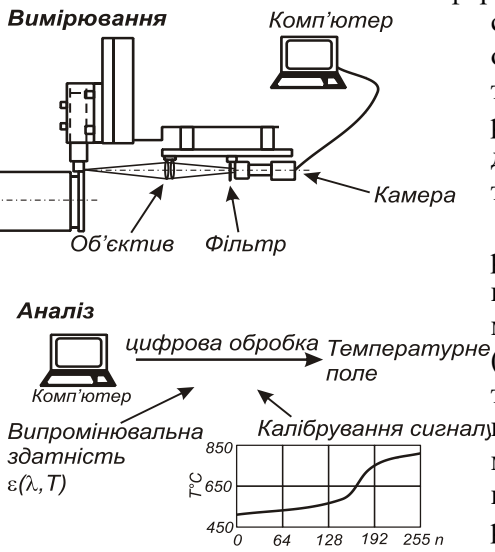


Рисунок 6.19. Загальна схема вимірювання температури при вільному ортогональному різанні за допомогою тепловізора [16]

Сучасний тепловізор – складний вимірювально-обчислювальний комплекс, призначений для безконтактного одночасного виміру температури всіх точок поверхні об'єкта (рис.6.19). Як детектори випромінювання у тепловізорах застосовуються термоелектричні, силіконові, сірчані і піроелектричні термоперетворювачі. Детектори випромінювання перетворюють оптичний сигнал в електричний, котрий потім за допомогою комп'ютера підсилюється, оцифровується і представляється у вигляді температурної карти інструмента на екрані дисплея.

Сучасні тепловізори здатні реєструвати температурні поля з діапазоном температури 500...1500 °С і з похибкою вимірювання - 1...2°С.

6.3. Аналітичні методи розрахунку температурних полів у системі різання

Основним недоліком всіх експериментальних методів є складність, а іноді і неможливість з їх допомогою одержати достовірні температурні поля у стружці, заготовці і різальному лезі інструмента. Тому останнім часом багатьма вітчизняними і зарубіжними дослідниками були розроблені методи аналітичного розрахунку температурних полів. Серед них найбільше поширення знайшли: метод безпосереднього розв'язання диференціального рівняння теплопровідності (6.2), метод джерел тепла та ін.

6.3.1. Аналітичний метод розв'язання задачі теплопровідності у різальному лезі

Для використання цього методу [13] необхідне знання законів зміни температури по контактних поверхнях різального леза, які встановлюються безпосередніми вимірюваннями (рис. 6.20). Температурне поле у різальному лезі формують теплові потоки інтенсивністю q_1 і q_2, що надходять відповідно з боку передньої і задньої поверхонь. Теплота, що поглинається контактними поверхнями інструмента і поширюється всередині нього, викликає підвищення температури. Інструмент представлявся у вигляді напівнескінченного клина. Поверхні, що обмежують клин, плоскі. Фаски і канавки, розташовані на передній поверхні, не враховувалися, що дозволило спростити форму клина. У центрі клина, на відстані a від його вершини (рис. 6.20) знаходиться витік теплоти постійної інтенсивності. Теплофізичні властивості інструментального матеріалу не залежать від температури.

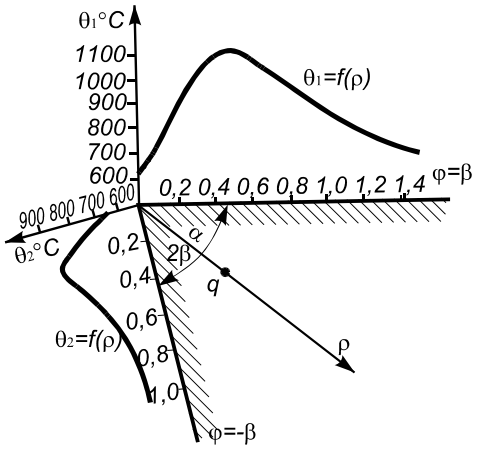


Рисунок 6.20. Закономірність зміни температури по поверхнях різального леза

Диференціальне рівняння теплопровідності у полярній системі координат із безперервно діючим, зосередженим стоком теплоти має вигляд:

$$\partial^2\theta/\partial\rho^2 + 1/\rho\left(\partial\theta/\partial\rho\right) + 1/\rho^2\left(\partial^2\theta/\partial\varphi^2\right) = q[\delta(\rho - a)/\lambda_i\rho]\delta(\varphi); \qquad (6.3)$$

$$(0 \le \rho < \infty, \quad -\beta \le \varphi \le \beta)$$

де λ_i – коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу;

a – відстань стоку теплоти q від вершини різця.

$$\delta(\rho - a) = \begin{cases} 0 \text{ при } \rho \ne \alpha \\ \infty \text{ при } \rho = \alpha \end{cases} \text{ – дельта-функція Дірака}$$

Розподіл температури по контактних поверхнях різця (граничні умови I роду) визначався на підставі досліджень із використанням перерізних (біжучих) термопар і апроксимувалися виразами виду:

$$\theta(\rho, \beta) = \theta_0 + \beta_1\rho^2 \exp(-C_1\rho);$$

$$\theta(\rho,\beta) = \theta_0 + \beta_2\rho^2 \exp(-C_2\rho).$$

За отриманими формулами з допомогою обчислювальної техніки розраховані температурні поля різця із ВК8 при обробленні титанового сплаву ВТ5 (рис. 6.21) [14].

Як показали розрахунки, температура всередині інструмента і на його поверхнях розподіляється досить нерівномірно, що обумовлено особливостями як ковзання стружки, так і теплообміну інструмента з іншими елементами системи. Звертає на себе увагу та обставина, що значні зміни температури мають місце у порівняно невеликому об'ємі різального леза. Максимальна температура (близько 1100°С) знаходиться на відстані приблизно 0,5 мм від різальної кромки, тоді як на різальній кромці вона небагато перевищує 600°С. Такий розподіл свідчить не тільки про високий рівень температури, але і про надзвичайно великі її градієнти.

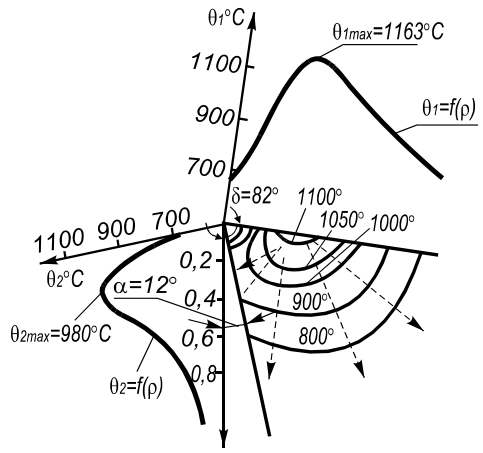


Рисунок 6.21. Розподіл температури в інструменті, визначене розрахунком

Не дивлячись на переваги розробленого методу, він не є чисто аналітичним, тому що вимагає для своєї реалізації експериментально встановлених законів зміни температури на передній і задній поверхнях інструмента. Тому більш широке практичне застосування знайшов метод джерел тепла, запропонований Н.Н.Рикаліним і розроблений для випадку різання А.Н.Рєзниковим.

6.3.2. Метод джерел теплоти

Використання методу джерел тепла, дозволяє порівняно простими математичними способами одержувати прийнятні інженерні рішення з визначення температурних полів [1, 2, 10, 15]. Суть методу полягає у наступному: температурне поле, що виникає у теплопровідному тілі під дією джерела тепла будь-якої форми, рухомого або стаціонарного, діючого тимчасово або постійно, можна одержати як результат тієї або іншої комбінації температурних полів, що виникають під дією системи точкових миттєвих джерел.

На основі диференціального рівняння теплопровідності Томсоном (Кельвіном) було знайдено основний розв'язок, що описує процес поширення тепла у необмеженому тілі, у якому спалахнуло і миттєво згасло (τ=0) точкове джерело, що виділило q джоулів тепла. Передбачається, що до початку процесу всі точки тіла мали однакову температуру, а впливом теплообміну зовнішніх поверхонь тіла із навколишнім середовищем можна знехтувати. Для цих умов рівняння, що описує температурне поле від дії миттєвого точкового джерела, має вигляд:

$$\theta_\tau(x,y,z,\tau) = \frac{q}{\lambda\sqrt{\omega}(4\pi\tau)^{3/2}} \cdot e^{-\frac{(x_д-x)^2+(y_д-y)^2+(z_д-z)^2}{4\omega\tau}} \qquad (6.4)$$

де $\theta_\tau(x, y, z, \tau)$ температура будь-якої точки тіла з координатами *x, y, z,* що виникає через τ секунд після початку дії миттєвого точкового джерела тепла; $x_д, y_д, z_д$ – координати миттєвого точкового джерела; λ, ω – відповідно коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності матеріалу твердого тіла.

Використовуючи рівняння (6.4), можна одержати вирази, що описують температурні поля, які виникають під дією джерел тепла різної форми, показаних на рис.6.22 [1, 6, 15].

Крім того, відносно тіла, де вони діють, джерела можуть бути стаціонарними, рухомими і швидкорухомими. До останніх відносяться такі, у яких відносна швидкість переміщення більша швидкості поширення тепла поперед джерела. Приналежність джерела до швидкорухомого визначається величиною безрозмірного критерію Пекле [1]:

$Pe = \frac{Va}{\omega} \geq 20$, де a – товщина зрізуваного шару.

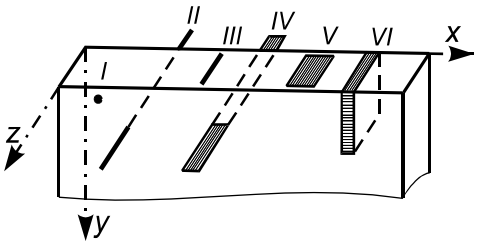


Рисунок 6.22. Типи джерел тепла: *I — точкове; II — лінійне; III — лінійне обмежене; IV — смугове (стрічкове); V — плоске; VI — об'ємне*

Щоб складний процес поширення теплоти при різанні металів зробити доступним математичному опису, його необхідно схематизувати, виділяючи головні особливості, нехтуючи другорядними. Схематизація виконується як по відношенню форм джерел тепла, так і до спрощення форм тіл зони різання. Так, наприклад, для випадку обточування нагрів зони різання є результатом поширення теплоти деформації оброблюваного матеріалу і теплоти тертя на контактних поверхнях інструмента. Теплота деформації виникає у деякому об'ємі, розташованому у зоні зсуву, а теплота тертя — у шарах, розташованих біля контактних поверхонь.

Дослідження з вивчення деформацій у зоні різання показують, що області, у яких відбувається тепловиділення, з підвищенням швидкості різання займають все менший об'єм. Це дає підставу для практично застосовуваних режимів різання приймати джерела теплотворення зосередженими плоскими або стрічковими. Тому теплоту деформації можна представити у вигляді плоского джерела інтенсивністю $q_д$, розташованого на площині зсуву *OM* (рис. 6.23). Частина цієї теплоти йде у заготовку, утворюючи джерело інтенсивністю $(1-b^*)q_д$, показане на рис. 6.23, де для зручності аналізу заготовка, стружка і різець розсунуті. Інша частина інтенсивністю $b^* \cdot q_д$ представляє ту частину теплоти деформації, що виноситься стружкою.

Теплота тертя на передній поверхні може бути представлена у вигляді плоского джерела змінної інтенсивності q_{1T}, розташованого на площадці розмірами $l_1 \times b$, а на задній поверхні — у вигляді плоского джерела інтенсивністю q_{2T}, розташованого на площадці розмірами $l_2 \times b$.

На контактних поверхнях різець обмінюється теплом зі стружкою і поверхнею різання. З метою спрощення картини у першому наближенні теплообмін різця зі стружкою і заготовкою представляється відповідно у вигляді джерел постійної інтенсивності q_1 і q_2 [1]. Кожен із теплових потоків q_1 і q_2 може бути спрямований в інструмент ($q > 0$) або з нього ($q < 0$). Передбачається також, що за межами джерел і стоків

всі поверхні заготовки, стружки і різця не віддають теплоти у навколишнє середовище. Як установлено, при різанні без примусового охолодження цим припущенням вноситься незначна похибка у визначення температур.

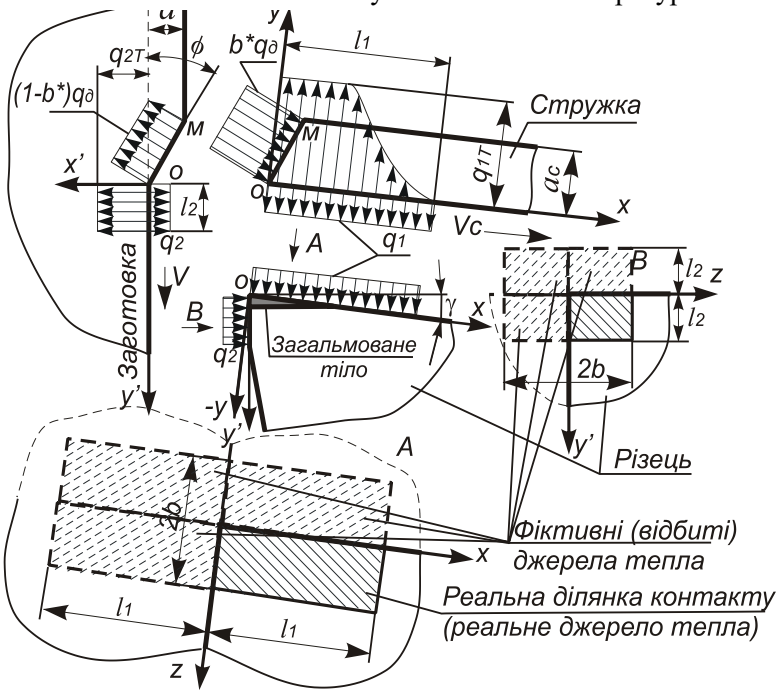


Рисунок 6.23. Схема дії теплових джерел у зоні різання

Певній схематизації піддається також і форма тіл зони різання. Виконуючи відбиття стружки і джерел, на ній діючих, відносно її бічних сторін, вдається представити ці джерела як стрічкові (див. рис. 6.22), що діють на поверхні стрижня нескінченної довжини. Реальне різальне лезо з тепловими джерелами q_1 і q_2 відбивається відносно допоміжної задньої поверхні і зводиться до нескінченного клина, на поверхнях якого діють плоскі джерела розмірами $(2\cdot b)\times l_1$ і $(2\cdot b)\times l_2$, або до напівпросторів із джерелами $2\cdot b\times 2\cdot l_1$ і $2\cdot b\times 2\cdot l_2$.

Тоді температура на поверхні контакту між стружкою та інструментом (з боку стружки) визначається залежністю:

$$\theta_{1C} = (1+C)\cdot\theta_{д} + \theta_{1T} - \theta_1, \qquad (6.5)$$

де $\theta_{д}$ – температура, що виникає внаслідок деформації матеріалу у зоні первинної пластичної деформації; θ_{1T} – температура, створювана джерелом тепла інтенсивністю q_{1T}; θ_1 – зниження температури, створюване стоком тепла у різець інтенсивністю q_1; C – коефіцієнт, що враховує підігрів зрізуваного шару за рахунок попереднього ходу інструмента. Його значення може бути визначене із [1]:

$$C \approx \begin{cases} 0{,}23\cdot\exp[-40\cdot(0{,}15-\varphi_o)^2] \\ 0{,}23\cdot\exp[-3{,}5\cdot(\varphi_o-0{,}15)^2] \end{cases} \quad \text{при} \quad \begin{matrix} 0{,}001<\varphi_0<0{,}15 \\ 0{,}15<\varphi_0<2, \end{matrix}$$

де – $\varphi_o = 7{,}98\cdot10^{-2}\cdot V\cdot a^2/(\omega\cdot d)$; V, a, d – відповідно, швидкість різання (м/с), товщина зрізуваного шару (м) і діаметр оброблення (м); ω – коефіцієнт температуропровідності матеріалу стружки, м^2/с.

Розглянемо методику визначення кожного складового. Загальна кількість теплоти деформації у зоні зсуву дорівнює роботі пластичної деформації [6]:

$$Q_{д} = E_{д} = \bar{\tau}_{\phi}\cdot\varepsilon\cdot a\cdot b\cdot V,$$

де $\varepsilon = ctg\phi + tg(\phi - \gamma)$ – відносний зсув стружки;

$\bar{\tau}_\phi$ – середнє дотичне напруження у зоні зсуву.

Відносячи $Q_д$ до площі поверхні зсуву ($a \cdot b / \sin\phi$), одержимо формулу для визначення інтенсивності теплового потоку деформації q_∂:

$$q_д = \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot V \cdot \sin\phi \ . \tag{6.6}$$

Оскільки тепло деформації розподіляється між стружкою і заготовкою, то на торець стружки буде діяти тільки частина джерела $q_д$, інтенсивність якого дорівнює $b^* \cdot q_д$, де коефіцієнт b^* визначається шляхом розв'язання балансової задачі між стружкою і заготовкою [1]:

$$b^* = \frac{1}{\left(1 + \frac{1{,}33 \cdot K_L}{K_{cu}} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot \sin\phi}{V \cdot a}}\right)}, \tag{6.7}$$

де K_L – коефіцієнт поздовжньої усадки стружки; K_{cu} – коефіцієнт, що враховує обмеженість ширини швидкорухомого теплового джерела деформації [10].

Використовуючи розв'язок задачі з визначення температури від плоского швидкорухомого джерела, що діє на торці необмеженого стрижня [1], маємо:

$$\theta_д = \frac{b^* \cdot q_д \cdot \omega \cdot K_L}{\lambda \cdot V} = \frac{b^* \cdot \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot \omega \cdot K_L \cdot \sin\phi}{\lambda}$$

або

$$\theta_д = \frac{b^* \cdot \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot K_L \cdot \sin\phi}{C_V}, \tag{6.8}$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу стружки, Вт/мK ;

$C_V = \lambda / \omega$ – об'ємна теплоємність матеріалу стружки, Дж/м$^3 K$;

На основі аналізу формули (4.7) установлено, що $\bar{\tau}_\phi$ визначається істинним опором розриву оброблюваного матеріалу і температурою в області основних деформацій зони зсуву [17]:

$$\bar{\tau}_\phi = K_c \cdot S_b \cdot (1 - b_\theta \cdot \theta_д), \tag{6.9}$$

де $K_c \approx 0{,}97$ – коефіцієнт взаємозв'язку між середніми і максимальним дотичними напруженнями в області зсуву; $S_b = R_m / (1 - 0{,}01 \cdot Z)$ – істинний опір розриву, Па; R_m – границя міцності під час розтягування, ПА; Z – відносне звуження під час розірвання, %; $b_\theta = 5 \cdot 10^{-4}$ – коефіцієнт, що враховує вплив температури на границю плинності, 1/ ºС.

Розв'язавши спільно формули (6.8) і (6.9), після перетворень одержимо вирази для максимальної температури біля верхньої границі зони стружкоутворення і середніх дотичних напружень $\bar{\tau}_\phi$ [18]:

$$\theta_д = \frac{\theta_S}{1 + b_\theta \cdot \theta_S}, \quad \bar{\tau}_\phi = \frac{K_c \cdot S_b}{1 + b_\theta \cdot \theta_S}, \tag{6.10}$$

де $\theta_S = \dfrac{b^* \cdot K_C \cdot S_b \cdot \varepsilon \cdot K_L \cdot \sin\phi}{C_V}$.

Підставимо у формулу для θ_S приведений вище вираз для ε і K_L із (4.11). Тоді після спрощень вона прийме вид:

$$\theta_S = \frac{b^* \cdot K_c \cdot S_b \cdot \cos\gamma}{C_V \cdot \sin\phi}. \qquad (6.11)$$

Температура θ_1 від дії швидкорухомого джерела рівномірної інтенсивності q_1 (Вт/м^2) на поверхні півпростору (стружки) у рухомій системі координат, пов'язаної із джерелом, дорівнює [1]:

$$\theta_1 = \frac{2 \cdot q_1}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_1 \cdot K_L}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_1 \cdot L_{MC},, \qquad (6.12)$$

де l_1 – довжина контакту стружки по передній поверхні, м;

$$\tau_1 = \begin{cases} \sqrt{\psi} & \text{при } \psi = x/l_1 \le 1 \\ \sqrt{\psi} - \sqrt{\psi - 1} & \text{при } \psi = x/l_1 > 1 \end{cases}, \qquad (6.13)$$

де x – відстань від центра системи координат джерела тепла до розглянутої точки на передній поверхні; $L_{\text{МС}}$ – коефіцієнт, що враховує вплив відбитих джерел, які вводяться через обмеженість товщини стружки [1].

$$L_{\text{МС}}=1 \text{ при } \chi = \frac{K_L^2 \cdot a^2 \cdot V}{l_1 \cdot \omega} > 1{,}62$$

$$L_{\text{МС}} = 1{,}18 \Big/ \chi^{0{,}35} \quad \text{при} \quad \chi \le 1{,}62.$$

Вираз для визначення температури $\theta_{1\text{Т}}$ має вигляд, аналогічний формулі (6.12), з урахуванням складного характеру розподілу інтенсивності джерела $q_{1\text{Т}}$, що враховується введенням коефіцієнта форми джерела K_F [10]:

$$\theta_{1\text{Т}} = \frac{2 \cdot q_{1\text{Т}}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \cdot l_1 \cdot K_L}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_1 \cdot L_{\text{МС}} \cdot K_F, \qquad (6.14)$$

де параметр τ_1 визначається аналогічно (6.13).

Слід зазначити, що у формулі (6.14) інтенсивність джерела $q_{1\text{Т}}$ може бути визначена, виходячи з характеру розподілу дотичних напружень тертя q_{F1} уздовж контактної ділянки l_1. Звідки:

$$q_{1\text{Т}} = q_{F1} \cdot V / K_L \qquad (6.15)$$

де величина q_{F1} визначається графіком, представленим на рис. 4.57.

Розглянемо схему визначення температури на ділянці контакту між поверхнею різання і задньою поверхнею інструмента (ЗП). Як і у попередньому випадку, температура у цій зоні $\theta_{2\text{п.р.}}$ (з боку поверхні різання) визначається частиною тепла деформації, що перейшло у заготовку; теплом від джерела тертя ЗП по поверхні різання $q_{2\text{Т}}$ і стоком тепла в інструмент інтенсивністю q_2, Звідси одержимо:

$$\theta_{2\text{п.р.}} = (1+C)\cdot(\sqrt{\psi_{\text{И}}} - \sqrt{\psi_{\text{И}} - 1})\cdot\theta_{\text{д}} + \theta_{2\text{Т}} - \theta_2, \qquad (6.16)$$

де $\psi_{\text{И}} = 1 + y'\cdot \text{tg}\,\phi / a$; (6.17)

y' – відстань від центра системи координат джерела тепла до розглянутої точки на задній поверхні;

$\theta_{2\text{Т}}$ – температура, створювана стрічковим швидкорухомим джерелом $q_{2\text{Т}}$.

Очевидно, що закон зміни інтенсивності джерела $q_{2\text{Т}}$ буде визначати характер зміни температури на ЗП. У різні часи його приймали рівномірним [17, 28], розподіленим за трикутним [2] або експоненціальним [1] законами. Як показали останні дослідження, закон розподілу інтенсивності джерела тертя по задній поверхні обумовлюється характером зміни дотичних напружень (див. рис. 4.83) і мало відрізняється від рівномірного [48]. Тому, аналогічно передній поверхні, $\theta_{2\text{Т}}$ розраховуємо, як і $\theta_{1\text{Т}}$:

$$\theta_{2\text{Т}} = \frac{2\cdot q_{2\text{Т}}}{\lambda}\cdot\sqrt{\frac{\omega\cdot l_2\cdot}{\pi\cdot V}}\cdot\tau_2; \qquad (6.18)$$

де l_2 – довжина контактної ділянки по задній поверхні, м;

$$\tau_2 = \begin{cases}\sqrt{\psi_2} \\ \sqrt{\psi_2} - \sqrt{\psi_2 - 1}\end{cases} \text{ при } \begin{matrix}\psi = y'/l_2 \le 1 \\ \psi = y'/l_2 > 1\end{matrix},$$

Інтенсивність джерела $q_{2\text{Т}}$ визначається, виходячи з величини дотичних напружень тертя q_{F2} на задній поверхні:

$$q_{2\text{Т}} = q_{F2}\cdot V.$$

Температура θ_2 визначається аналогічно θ_1 на передній поверхні (див. формулу 6.12):

$$\theta_2 = \frac{2\cdot q_2}{\lambda}\cdot\sqrt{\frac{\omega\cdot l_2}{\pi\cdot V}}\cdot\tau_2, \qquad (6.19)$$

Температура контактних ділянок з боку інструмента у тих же точках різального леза буде визначатися сумою температур, створюваних всіма дійсними і відбитими від допоміжної задньої поверхні джерелами q_1 і q_2 (див. рис. 6.23):

$$\theta_1 = T_1\cdot q_1 + T_2\cdot q_2; \qquad (6.20)$$

$$\theta_2 = T_1'\cdot q_1 + T_2'\cdot q_2, \qquad (6.21)$$

де $T_1 = \dfrac{\Im_1}{2\cdot\pi\cdot\lambda_{\text{i}}}$ (функції T с іншими індексами розраховуються аналогічно); (6.22)

$\Im_1$ – інтегральна функція, що визначає температуру у точці ділянки різального леза з координатами *x,y,z,* яка створюється плоским джерелом з розмірами $(2\cdot b)\times l_1$;

λ_{i} – коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу, Вт/м *K*

Вираз для функції $\Im_1$ одержується шляхом розв'язання інтеграла, що визначає перехід від множини точкових джерел, розташованих на ділянці $(2\cdot b)\times l_1$, до плоского:

$$\Im_1(x,y,z)=\int_0^{l_1} dx_\partial \int_{-b}^{+b} \frac{dz_д}{\sqrt{(x_д-x)^2+y^2+(z_д-z)^2}}, \qquad (6.23)$$

де x, y – координати точки, де розраховується температура; $x_д$, $z_д$ – координати точкового джерела.

Спроба точного розв'язання цього інтеграла була вперше зроблена А.Н. Рєзниковим, а у подальшому розв'язок був уточнений в [4] та [55]. В остаточному варіанті він має вигляд [55]:

$$\Im_1(X,Y,Z)=X\cdot\ln\frac{Z+b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}}{Z-b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}}-(X-l_1)\cdot\ln\frac{Z+b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}}{Z-b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}}+$$

$$+(Z+b)\cdot\ln\frac{X+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}}{X-l_1+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}}-$$

$$-(Z-b)\cdot\ln\frac{X+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}}{X-l_1+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}}-$$

$$-\left|Y\cdot\left\{\arcsin\frac{(Z+b)\cdot\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}+Y^2+(Z+b)^2}{\left[Z+b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}\right]\cdot\sqrt{Y^2+(Z+b)^2}}-\right.\right.$$

$$-\arcsin\frac{(Z+b)\cdot\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}+Y^2+(Z+b)^2}{\left[Z+b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}\right]\cdot\sqrt{Y^2+(Z+b)^2}}-$$

$$-\arcsin\frac{(Z-b)\cdot\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}+Y^2+(Z-b)^2}{\left[Z-b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}\right]\cdot\sqrt{Y^2+(Z-b)^2}}+$$

$$\left.\left.+\arcsin\frac{(Z-b)\cdot\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}+Y^2+(Z-b)^2}{\left[Z-b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}\right]\cdot\sqrt{Y^2+(Z-b)^2}}\right\}\right|, \qquad (6.24)$$

де – X, Y, Z – координати розглянутої точки різального леза у системі координат плоского джерела (X – по напрямку довжини джерела (l_1), Z – по напрямку його ширини (b), Y – перпендикулярно двом першим осям).

T_2 визначається аналогічно (6.22) і (6.24), але замість l_1 підставляється l_2 і координата X змінюється на Y', а Y – на X' (див. рис. 6.23). Параметри T_1' і T_2' розраховуються аналогічно T_1 і T_2: T_1' - коли джерело розміщене на передній поверхні, а точки з координатами X, Y, Z – знаходяться на задній, і навпаки – для T_2'.

В одержаних формулах є дві невідомі інтенсивності підсумкових теплових потоків в інструмент q_1, q_2, а також коефіцієнт K_F, що залежить від координати x. Але оскільки різальний інструмент перебуває практично у беззазорному контакті як зі стружкою, так і з поверхнею різання, то для розрахунку q_1 і q_2 приймається гранична умова 4-го роду: рівність контактних температур контактуючих тіл. При цьому коефіцієнт K_F досить визначити для однієї довільної точки на передній поверхні. За даними [10] для точки з максимальною температурою, що має місце при $x = l_0 = l_1/2$, $K_F = 0{,}71$. Після цього порівнюються попарно рівняння (6.5) і (6.20), а також (6.16) і (6.21). Одержимо систему двох лінійних рівнянь (6.25) із двома невідомими q_1 і q_2, вирішивши яку, можна потім розрахувати все температурне поле інструмента, стружки та оброблюваної заготовки.

$$\begin{cases} (1+C)\cdot\theta_{\text{д}} + \dfrac{2}{\lambda}\sqrt{\dfrac{\omega\cdot l_1\cdot K_L}{\pi\cdot V}}\cdot\tau_1\cdot L_{\text{MC}}(K_F\cdot q_{1\text{T}} - q_1) = T_1\cdot q_1 + T_2\cdot q_2 \\ (1+C)\cdot(\sqrt{\psi_{\text{И}}} - \sqrt{\psi_{\text{И}} - 1})\cdot\theta_{\text{д}} + \dfrac{2}{\lambda}\cdot\sqrt{\dfrac{\omega\cdot l_2\cdot}{\pi\cdot V}}\cdot\tau_2(q_{2\text{T}} - q_2) = T_1'\cdot q_1 + T_2'\cdot q_2 \end{cases} \quad (6.25)$$

Приклад такого розрахунку показаний на рис. 6.24. З нього видно, що найбільша кількість теплоти концентрується у тонких шарах стружки, що прилягають до передньої поверхні. Тут температура набагато перевищує температуру у зоні зсуву.

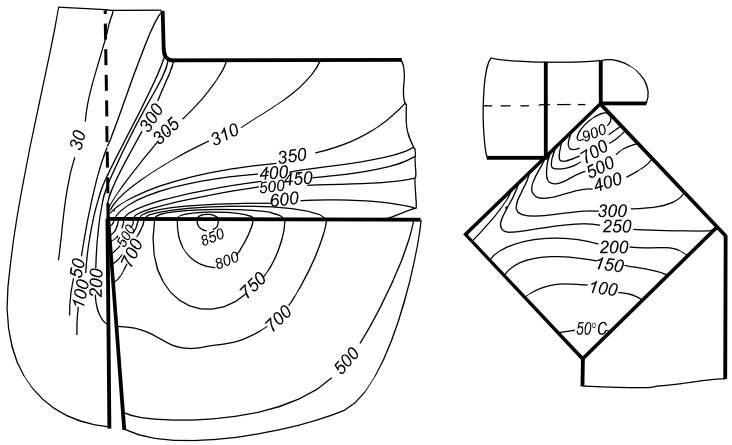


Рисунок 6.24. Температурні поля у стружці, заготовці і різці при обточуванні сталі ШХ15 різцем із твердого сплаву Т14К8 [19] (*V = 80 м/хв., S = 0,5 мм/об, t = 4,1 мм*)

По мірі віддалення від передньої поверхні різця температура шарів стружки різко падає. У прирізцевому шарі максимальна температура спостерігається посередині площадки контакту. Від цієї області температура зменшується як у напрямку до різальної кромки, так і в напрямку до точки відриву стружки від передньої поверхні. Температура оброблюваного матеріалу, що лежить нижче поверхні різання, значно менше температур у стружці і на площі зсуву.

Різальне лезо також нагрівається нерівномірно. Сильніше всього розігріта ділянка передньої поверхні, розташована посередині площадки контакту, тоді як біля вершини рівень температур менше. При віддаленні від передньої поверхні температура у різальному лезі змінюється набагато повільніше, ніж температура у стружці.

Приведена методика приймає як вихідну гіпотезу рівномірність інтенсивності теплових джерел, спрямованих в інструмент. Однак, останні дослідження показують, що закон зміни q_1 і q_2 визначається цілим рядом факторів, як то: величинами температур на контактних ділянках, співвідношенням довжин контактів на передній і задній поверхнях, теплопровідностями оброблюваного та інструментального матеріалів, наявності загальмованого тіла тощо. Реальний закон зміни q_1 і q_2 можна встановити, представивши ці джерела у вигляді комбінації елементарних рівномірних джерел різної інтенсивності (рис. 6.25). Тоді вирішивши задачу рівності температур на кожній i –й елементарній ділянці (аналогічно (6.25)), визначаються значення q_{1i} і q_{2i} [18]. Один з результатів такого розрахунку приведений на рис. 6.26, із аналізу якого можна зробити наступні висновки:

1. Інтенсивність теплового потоку в інструмент на ділянці пластичного контакту ППІ визначається співвідношенням між коефіцієнтами теплопровідності матеріалів стружки λ та інструмента λ_i. Якщо $\lambda > \lambda_i$ (див. рис. 6.26, а , матеріали 45–Т15К6), то інтенсивність теплового потоку в інструмент q_1 більше на ділянці пластичного контакту і зменшується при переході на ділянку пружного контакту. Коли має місце зворотне співвідношення $\lambda < \lambda_i$ (див. рис. 6.26, а, матеріали 12Х18Н9Т – ВК8), то різко зростає інтенсивність відтоку тепла в інструмент на ділянці пружного контакту, тим самим зменшуючи температуру на цій ділянці (див. рис. 6.26, в). Загальмоване тіло у цьому випадку відіграє роль термоопору на шляху теплового потоку. Причому зазначений ефект тим більший, чим більше різниця між λ і λ_i.

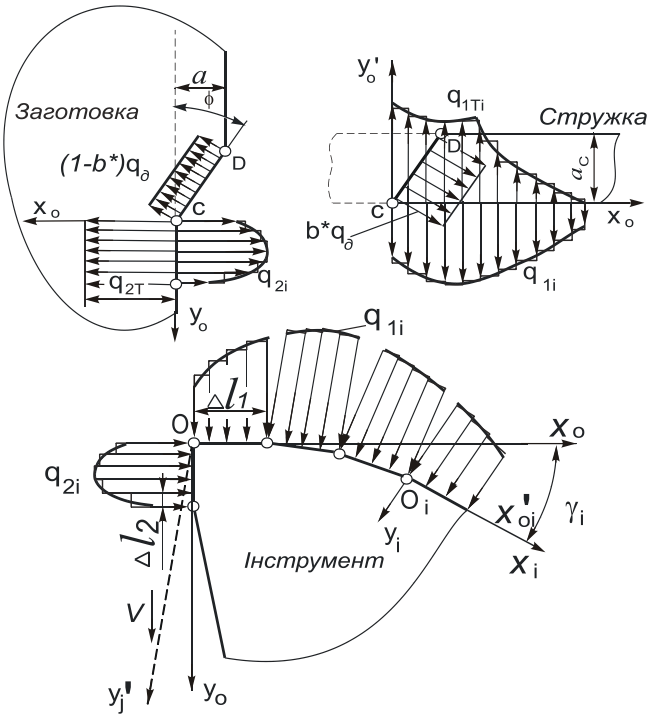


Рисунок 6.25. Схема для визначення законів зміни q_1 і q_2 уздовж контактних площадок на передній і задній поверхнях

2. Інтенсивність результуючого теплового потоку на задній поверхні q_2 приблизно у 2...3 рази нижче за q_1 і є результатом сумарної дії потужніших теплових джерел на ППІ (q_{1T}) і їх аналогів на ЗПІ (q_{2T}). Як видно з рис. 6.26, б, біля вершини загальмованого тіла (наросту) ще не нагріті шари поверхні різання заготовки відтягують на себе тепло, що виділяється на ЗПІ, і через тіло наросту – тепло із ППІ (тому $q_2 < 0$). На наступних ділянках ЗПІ товщина тіла наросту збільшується (зростає термоопір для потоку q_1), а інтенсивність теплового потоку у заготовку q_2 зменшується і навіть

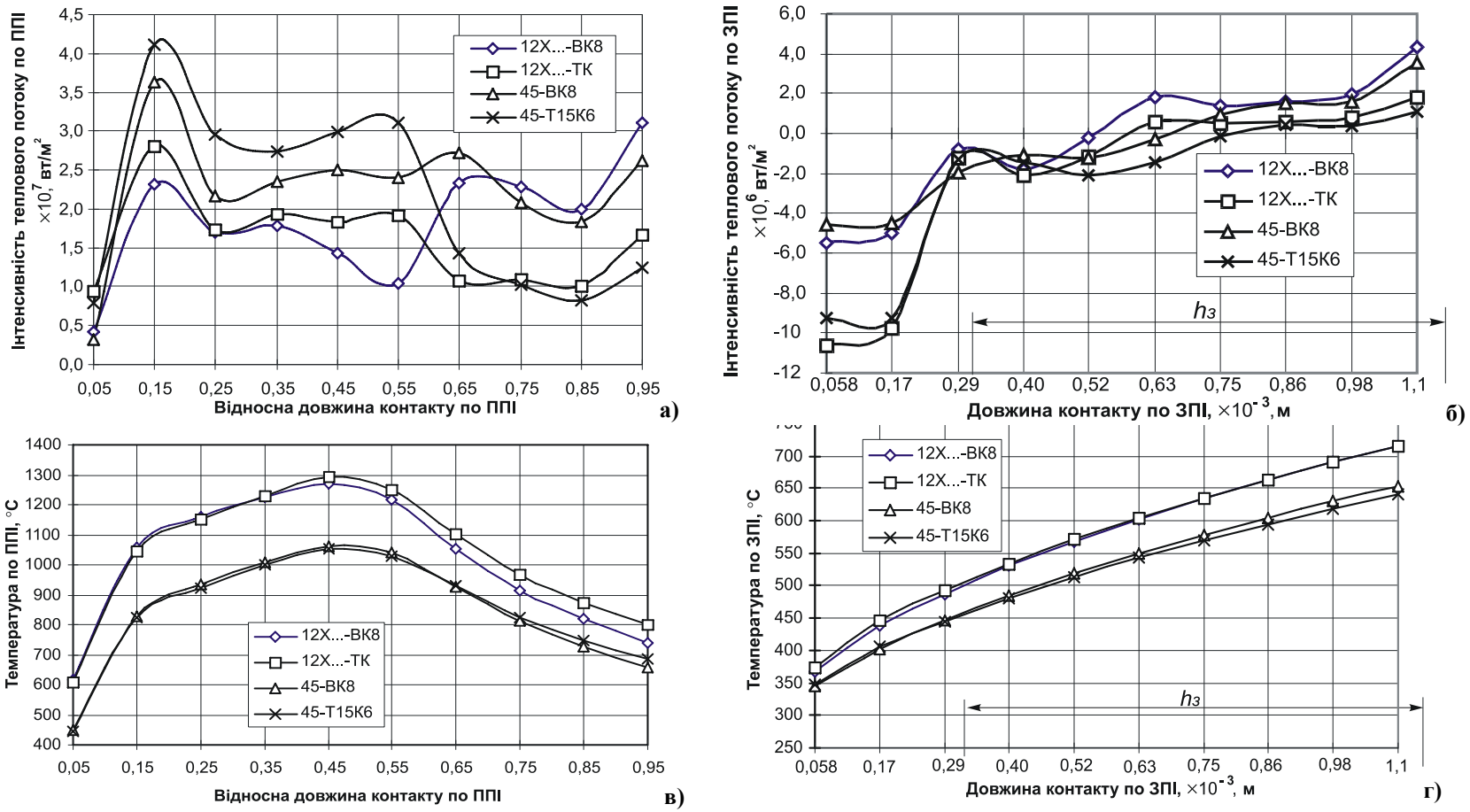


Рисунок 6.26. Розподіл інтенсивностей результуючих теплових потоків в інструмент (а, б) і температур по передній (в) і задній (г) поверхнях при обробленні сталей 45 і 12Х18Н9Т різцями із твердих сплавів ВК8 і Т15К6 (ширина фаски зношування по ЗПІ – 0,8 мм)

змінює свій напрямок для інструментів із великими λ_i (див. рис. 6.26, б, сплав ВК8). Причому це явище має місце не тільки при великих фасках зношування h_3, як це було встановлено у [1] (див. рис. 6.26, б), але і при малих, а тепловий потік в інструмент приходиться саме на фаску h_3, через що і температура у цій зоні вище (див. рис. 6.26, г). Якщо $\lambda << \lambda_i$, то тепловий потік у заготовку може взагалі припинитися навіть на ділянці наросту через його великий термоопір і малу інтенсивність q_1 на ділянці пластичного контакту ППІ. Тоді все тепло переходить в інструмент, збільшуючи тим самим температуру поверхні зношування. Аналогічний результат має місце і у випадку оброблення низькотеплопровідних матеріалів інструментами з аналогічними властивостями (див.рис.6.26, г, сталь 12Х18Н9Т–Т15К6).

3. Для високотеплопровідних оброблюваних матеріалів значення q_{F1} практично не залежать від λ_i, через те, що тепло поширюється переважно через загальмоване тіло з високою теплопровідністю (див. рис. 6.26, в). Тому і температура на ППІ для таких матеріалів мало залежить від λ_i (див. рис. 6.26,а, оброблення сталі 45).

4. Більш висока теплопровідність інструментального матеріалу при малих λ приводить до незначного зниження температури на ЗПІ (від 3 до 10^0С). Проте вплив цього фактора на ЗПІ не такий вагомий, як на ППІ (див. рис. 6.26,г; оброблення сталі 12Х18Н9Т). Для високотеплопровідного оброблюваного матеріалу збільшення λ_i приводить до росту температури на ЗПІ через посилення впливу теплових джерел на ППІ (див. рис. 6.26,г; оброблення сталі 45). Цим теоретично доводиться доцільність використання високотеплопровідних інструментальних матеріалів групи ВК для різання низькотеплопровідних оброблюваних і навпаки – малотеплопровідних матеріалів групи ТК для оброблення матеріалів з великим λ. Виявлені взаємозв'язки і є причиною зменшення температури на контактних поверхнях інструмента при обробленні сталі 45, не дивлячись на більшу величину дотичних напружень тертя як на ППІ, так і ЗПІ (див.рис. 6.26,г). Без урахування результуючих теплових потоків в інструмент такий висновок був би неможливий.

5. Збільшення ширини фаски зношування, хоча і підвищує інтенсивність теплового потоку q_2, але практично не може вплинути на загальну картину напруженого, теплового і температурного станів на ППІ (див. рис. 6.26, а), де діють потужніші теплові джерела. Тому температура на ППІ змінюється незначно для всіх комбінацій λ і λ_i. Не дивлячись на невелике зниження дотичних напружень q_{F2} при $h_3 = 0{,}8$ мм через підвищення температури матеріалу пластичної загальмованої зони по ЗПІ, по всій довжині контактної зони ЗПІ температура зростає (див. рис. 6.26, г).

6.4. Методи числового моделювання теплових явищ

(підготовлено за матеріалами д.т.н., доц. Криворучко Д.В.)

Необхідність застосування числових методів обумовлена неможливістю аналітичного розв'язання диференціального рівняння теплопровідності (6.2) у загальному вигляді для будь-якої як завгодно складної області. Справа у тому, що конфігурація елементів системи різання: заготовки, стружки і леза, як правило, є дуже складною – без спрощення не може бути описана комбінацією тіл простої форми.

Методів числового моделювання теплових явищ у цей час відомо декілька: це метод скінченних різниць (*FDM – Finite Difference Method*), метод скінченних елементів (*FEM – Finite Element Method*), метод граничних елементів (*BEM – Boundary Element Method*) і безсітковий метод (*MFM – Mesh-free Method*).

Перераховані числові методи об'єднує єдина послідовність розрахунків:

- дискретизація області (поділ на окремі частини заздалегідь відомої форми), на якій виконується вирішення задачі про визначення температурного поля;
- аналітичне розв'язання диференціального рівняння теплопровідності у кожній із цих областей;
- об'єднання цих рішень із урахуванням граничних умов у систему рівнянь, що включають невідомі температури у характерних точках області (вузлах);
- розв'язання цієї системи рівнянь.

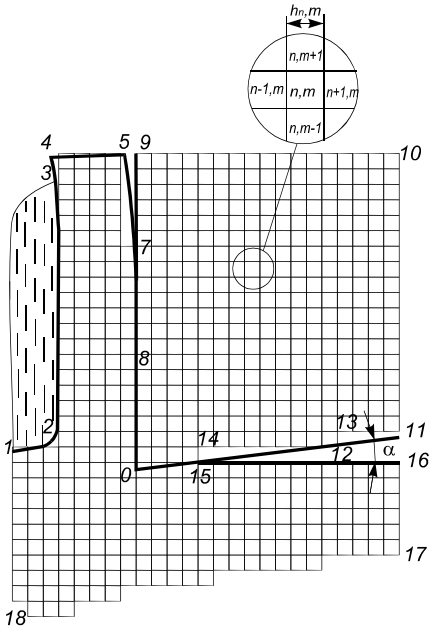


Рисунок 6.27. Дискретизація області у методі скінченних різниць [28]

Разом з тим, числові методи мають характерні риси, що визначають область їх раціонального застосування.

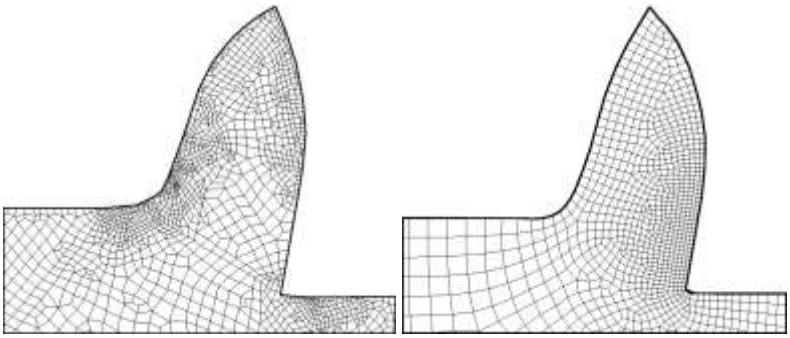
Ідея **методу скінченних різниць** (МСР) полягає у дискретизації досліджуваної області елементами (прямокутниками на площині або паралелепіпедами у просторі), з'єднаними один з одним у вузлах, ребра яких завжди паралельні осям координат (рис.6.27). Це дозволяє приблизно обчислити похідні у диференціальному рівнянні теплопровідності заміною операції диференціювання відношенням приростів відповідних змінних. Однак неможливість точного опису криволінійних і навіть похилих границь, досить велика помилка обчислень, особливо при великих градієнтах температури, вимагала вдосконалення цього методу, що і спричинило створення методу скінченних елементів.

В основу **методу скінченних елементів** (МСЕ) покладена дискретизація досліджуваної області елементарними геометричними фігурами – скінченними елементами (СЕ) – у вигляді трикутників і чотирикутників на площині, тетраедрів і паралелепіпедів у просторі. Незважаючи на те, що форма СЕ може бути досить довільною, а їх ребра є не обов'язково відрізками прямих, всі скінченні елементи досліджуваної області зв'язані між собою у вузлах. Саме через значення температури у цих вузлах будується аналітичний вираз для визначення температури у будь-якій точці області СЕ, а, отже, і всієї досліджуваної області. Диференціюючи ці вирази для кожного СЕ, і підставляючи їх у диференціальне рівняння теплопровідності, одержують систему рівнянь відносно значень температури у вузлових точках.

У порівнянні із МСР МСЕ дає при тій самій кількості вузлів в області меншу похибку обчислень за рахунок можливості геометричного опису з будь-якою заданою точністю криволінійних і похилих границь досліджуваної області, можливості згущення сітки СЕ в області з більшим градієнтом температури, більш точного обчислення похідних. Для побудови оптимальних сіток використовують спеціальні алгоритми формування СЕ-сітки, найбільш досконалим з яких є алгоритм розширюваного фронту

(advanced front) (рис. 6.28).

Слід зазначити, що метод скінченних елементів часто використовується для розрахунку температурних полів не тільки у системі різання, але і у корпусі інструмента, заготовці, верстаті і пристроях для наступного обчислення температурних деформацій.



а) **б)**

Рисунок 6.28 – Сітка СЕ стружки, сформована алгоритмом на основі методу декомпозиції контуру на опуклі багатокутники (а) і сітка СЕ стружки, сформована алгоритмом розширюваного фронту (б) *(Кількість вузлів – близько 2000)*

Велика кількість СЕ, необхідна для одержання МСЕ досить точного рішення задачі теплопровідності, часто істотно збільшують час розрахунку. У випадку розв'язання стаціонарних задач у частково обмежених областях застосування **методу граничних елементів** (МГЕ) може істотно скоротити час обчислень і забезпечити одержання розв'язку із прийнятною точністю. Ідея методу полягає у підсумовуванні рішень, аналітично побудованих для елементарних відрізків границі (рис. 6.29) . У результаті підсумовування задача зводиться до розв'язання системи рівнянь, порядок якої визначається лише кількістю вузлів на границі досліджуваної області, що 10–1000 разів менше, ніж у СЕ-сітці і дозволяє вирішити завдання з тієї ж точністю.

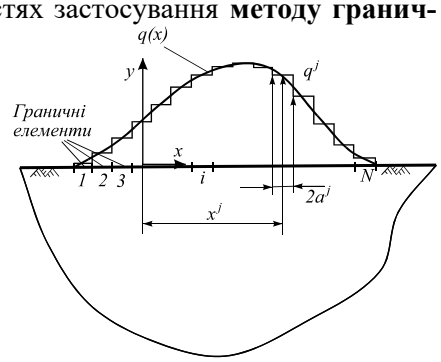


Рисунок 6.29. Дискретизація границі у методі граничних елементів

При розрахунку температурних полів у системі різання розглядаються два типи задач: квазістаціонарні і нестаціонарні. Задача розрахунку сталого у часі температурного поля (наприклад, у процесі безперервного обточування) є квазістаціонарною задачею. Задача розрахунку температурного поля, що змінюється у часі (наприклад, розрахунок температурного поля у момент врізання інструмента, при фрезеруванні та ін.) називається нестаціонарною задачею. У випадку розв'язання нестаціонарної задачі дискретизацію виконують не тільки у просторі досліджуваної області, але і за часом. З огляду на великий обсяг обчислень у цьому випадку, МСР є найкращим методом інтегрування за часом рівняння теплопровідності.

Успіх розв'язку задачі про розрахунок температурного поля у системі різання багато у чому залежить від прийнятих **граничних умов**. До теперішнього часу загальновизнаною є схема (рис.6.30), що передбачає окреслення:

– граничних умов першого роду (температури, рівній температурі навколишнього середовища) у вузлах поверхонь, що обмежують розрахункову область від усього об'єму заготовки та інструменту (T),

– граничних умов другого роду, тобто розподіл інтенсивності теплового потоку на границі контакту інструмента із заготовкою та стружкою (1Т, 2Т); Граничними умовами другого роду також є адіабатична поверхня (П).

– граничних умов третього роду – теплообміну з навколишнім середовищем (О).

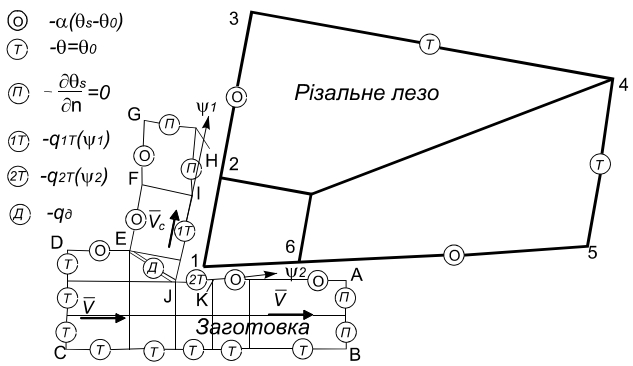


Рисунок 6.30. Граничні умови

Тепловиділення у результаті пластичної деформації враховується тим, що у кожному елементі досліджуваної області діє об'ємне джерело теплоти, величина якого пропорційна роботі пластичної деформації (Д).

При розв'язанні нестаціонарних задач **початкові умови** часто виражаються у рівномірній температурі системи різання, рівній температурі середовища.

Яким би не був метод розв'язання диференціального рівняння теплопровідності, загальний алгоритм числового розв'язку стаціонарних і нестаціонарних задач розрахунку температури у системі різання полягає у тому, щоб виконати дискретизацію області, задати початкові умови, задати граничні умови, визначити яким-небудь методом температурне поле, скорегувати теплофізичні властивості матеріалів з урахуванням температури, перевірити збіжність і, якщо вона не досягнута, повторити розрахунок, а у випадку вирішення нестаціонарної задачі перейти до наступного кроку за часом.

Часто задачу розрахунку температурного поля зв'язують із задачею розрахунку напружено-деформованого стану (НДС). У цьому випадку обчислення НДС і температурного поля виконують методами послідовних повторних розв’язків кожної задачі, добиваючись сходження результатів.

Для всіх числових методів розрахунку температурного поля вихідними даними є теплофізичні властивості матеріалів системи: коефіцієнт теплопровідності λ, теплоємність c і густина ρ. Відомо, що у загальному випадку ці властивості залежать від температури системи [29]. Наприклад, для сталі 45 у діапазоні від 20 до 700 °С [31],

$$\rho(\theta) = 7933{,}3 - 0{,}2805\,\theta \ [\text{кг/м}^3];$$

$$c(\theta) = 467{,}88 + 0{,}1888\,\theta + 0{,}0006\,\theta^2 \ [\text{Дж/ (кг}\times\text{°С)}];$$

$$\lambda(\theta) = 40{,}641 - 0{,}0096\theta \ [\text{Вт/(м}\times\text{°С)}].$$

Для твердих сплавів має місце така ж картина. Наприклад, теплопровідність λ_i твердого сплаву ВК8 при підвищенні температури з 20 до 500 °С збільшується на 40%, а його теплоємність зменшується на 32% [32].

Слід зазначити, що внаслідок характерних для багатьох матеріалів фазових перетворень зазначені залежності можуть бути стрибкоподібними у широкому діапазоні температур (рис. 6.31) [30].

У випадку, коли не нехтують теплообміном з навколишнім середовищем, задають коефіцієнт тепловіддачі α, що у загальному випадку залежить від температури навколишнього середовища.

Основні розв’язки задачі числового моделювання теплових процесів при різанні сконцентровані в областях:

1) розрахунку температурного поля стружки, заготовки та інструмента при стаціонарному і нестаціонарному ортогональному різанні;

2) розрахунку температурного поля стружки, заготовки та інструмента при ортогональному різанні інструментом з покриттям;

3) розрахунку тривимірного температурного поля у процесах: косокутного різання, фрезерування, зубофрезерування та ін.

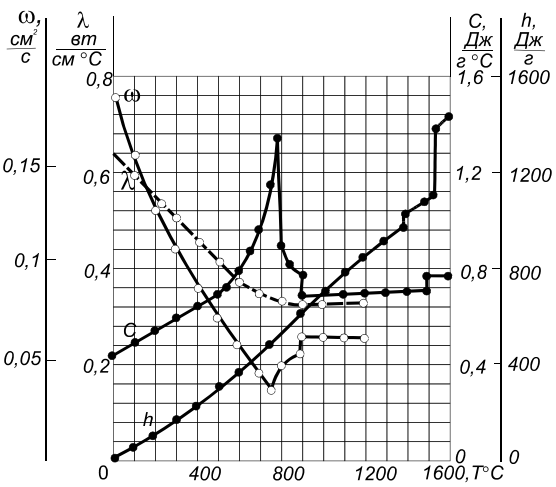


Рисунок 6.31. Теплофізичні властивості сталі з 0,1% С: *ентальпія h; дійсна теплоємність c; коефіцієнт теплопровідності λ; коефіцієнт температуропровідності* ω

Задача розрахунку методом скінчених різниць 2D температурного поля стружки, заготовки та інструмента при нестаціонарному ортогональному різанні одними з перших була вирішена вітчизняними вченими під керівництвом проф. В.А.Остафьева у 1970 р. [33]. Форма і розміри стружки, розподіл напружень, деформацій і швидкостей бралися з експерименту, що являлося основним обмеженням цієї моделі. Разом з тим ця методика з успіхом застосовувалася для аналізу ефективності розроблювальних марок МОТС і оцінки термічних напружень при переривчастому різанні [28] (рис.6.32).

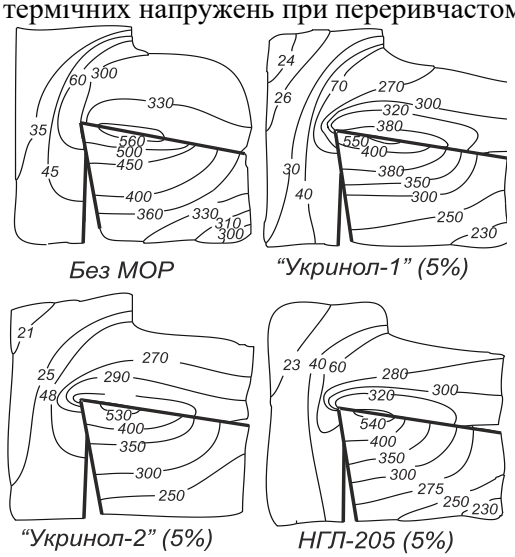


Рисунок 6.32. Температурне поле при різанні сталі 40Х с різними МОТС на водній основі [28]**:** *інструментальний матеріал – Т15К6, V=1,24 м/с, S=0,285 мм/об, t=2,75 мм, γ=10°, α=8°*

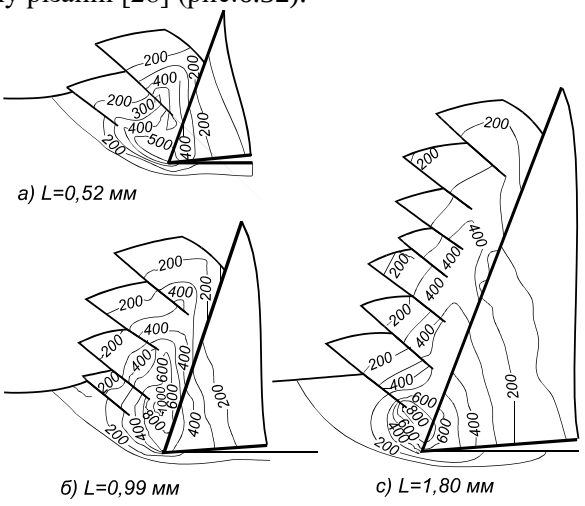


Рисунок 6.33. Температурне поле при різанні Ti-6A1-4V [34] *(Інструментальний матеріал – твердий сплав, V=30м/хв., S=0,25 мм/об, b=1 мм, γ=20°, без МОТС, L – величина переміщення вершини інструмента)*

Необхідність експериментального визначення форми стружки, полів напружень і швидкостей деформацій у ній була усунута у 90-і роки з появою моделей процесу ортогонального різання [35, 36, 47, 48], здатних прогнозувати ці дані. Це дозволило

досліджувати температурне поле при різанні з утворенням елементних стружок, таких, як, наприклад, мають місце при обробленні титанових сплавів (рис.6.33).

Незважаючи на малу швидкість різання, видно, що температура у стружці досить висока (до 700°С). Дане рішення, отримане у квазістаціонарній постановці, дозволило показати, що в області, близькій до різальної кромки, температура підвищується у результаті нестабільного сходу стружки [34].

Подальші роботи в області числового моделювання були спрямовані на оптимізацію алгоритмів розв'язання, граничних умов і програмного забезпечення (*ANSYS, COSMOS Works, ABAQUS, LS–DYNA* та ін.). Розвиток комп'ютерної техніки дав можливість вирішення зв'язаних нестаціонарних теплових задач моделювання процесів різання інструментом з покриттям і розрахунку температурного поля у ньому, процесів врізання і виходу інструмента.

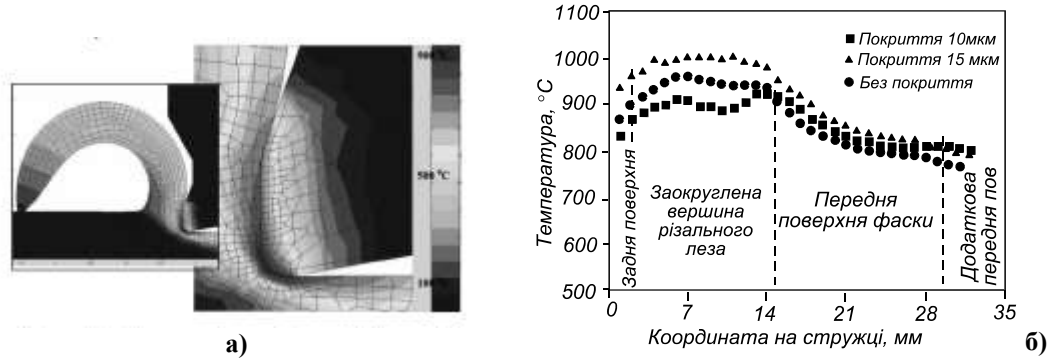


Рисунок 6.34. Температурне поле при різанні з покриттям у постановці «Покриття – як термодинамічна границя» [50] (*сталь 40Х – твердий сплав, покриття TiCN–Al_2O_3–TiN, V=250м/хв., S=0,25 мм/об,*ρ*=0,06 мм, h = 15 мкм, без МОР)*

Наявність покриття може бути враховано двома способами: 1) введенням термодинамічної границі на поверхні контакту стружки і заготовки з інструментом (рис. 6.34); 2) створенням шару СЕ з особливими властивостями, що моделює досліджуване покриття (рис. 6.35).

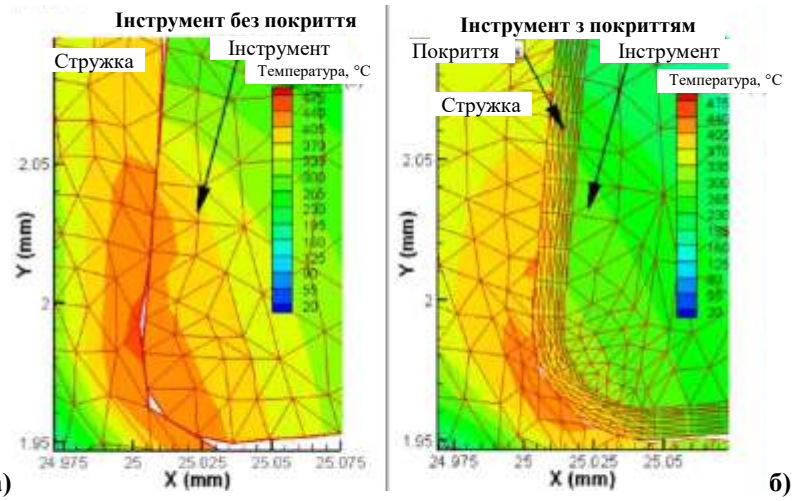


Рисунок 6.35. Порівняння температурних полів при прямокутному різанні сталі твердосплавним інструментом без покриття (а) і з покриттям (б) у постановці «покриття – шар СЕ» [49]

Очевидною перевагою другого способу є можливість аналізу температурного поля в покритті, що є основою для його проектування.

В останні роки усе більше уваги приділяється вирішенню 3D теплової задачі [38, 39, 40, 46]. Це обумовлено необхідністю аналізу допущення про сталість температури уздовж різальної кромки, оскільки реально це допущення не витримується (рис.6.36). Другою причиною є необхідність моделювання складних робочих процесів з 3D кінематикою. За допомогою 3D розрахунку температурного поля різця зі змінною непереточуваною пластиною в *ANSYS Chiou Richard Y.* та інші показали, що застосування тепловідвідних пластин на 50…90°С знижує температуру різальної частини інструмента [42].

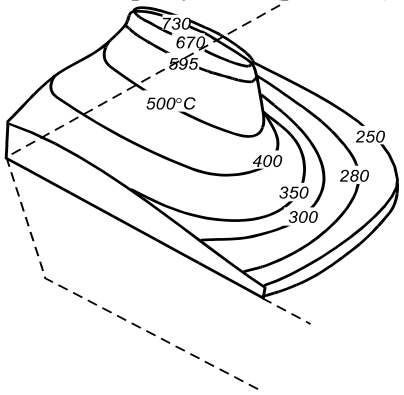


Рисунок 6.36. Розподіл температури по передній поверхні різця із ВК8 при обточуванні сплаву ВТ1–0 [46]

Maekawa K. та ін. [38] першими обчислили температурне поле в інструменті і заготовці при кінцевому фрезеруванні (рис. 6.37). Ними показано, що зі збільшенням швидкості різання зростають як максимальна температура інструмента, так і амплітуда її зміни. Однак внаслідок зменшення потоку тепла в інструмент цей приріст не пропорційний швидкості різання: десятикратне збільшення швидкості різання приводить лише до двократного збільшення температури. Саме цей ефект обумовлює ефективність високошвидкісного фрезерування. Пізніше більш детальні дослідження температурного поля МСЕ при кінцевому фрезеруванні були проведені й іншими вченими [43, 53].

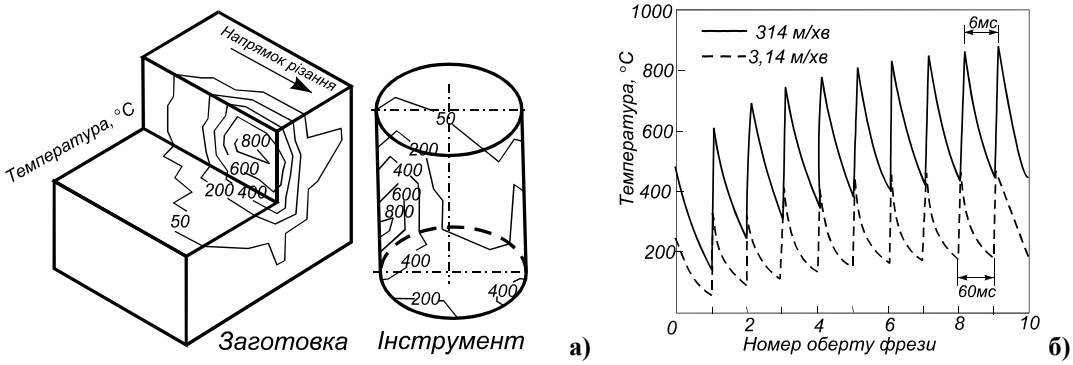
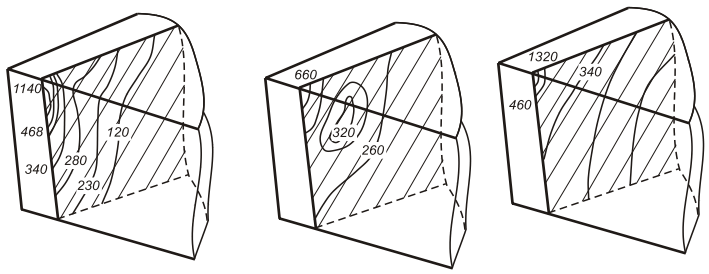


Рисунок 6.37. Розподіл температури при кінцевому фрезеруванні сплаву Ti-6Al-6V-2Sn двохзубою твердосплавною фрезою d=10 мм (а) і зміна температури у процесі обертання фрези за тих самих умов – (б) [38] *(V=314 м/хв., S=0,1 мм/зуб, t=0,67 мм, b = 5 мм, МОР)*

Методом скінченних елементів вдалось визначити температурні поля і термічні напруження при переривчастому різанні. Так, у роботі [46] встановлено, що вже через 0,9 мс різання на передній поверхні різця із твердого сплаву Т15К6 досягається температура 500°С, через 23мс – 793°С. При цьому глибинні шари інструмента залишаються холодними. При стаціонарному різанні температура дорівнює 990°С. Ще більша зміна температури має місце при виході інструмента із зони різання. Наслідком таких великих градієнтів температури є виникнення термічних напружень (рис. 6.38, б), які додаються до напружень від механічних навантажень (рис.6.38, а).

Установлено [51], що у залежності від умов різання величина максимальних еквівалентних напружень (рис.6.38, в) може виникати не тільки на задній поверхні інструмента (наприклад, обточування сталі 45), але і на передній поверхні (обточування титанового сплаву ВТ-1-0), також сприяючи утворенню фаски і лунки зношування. Швидкий перерозподіл термічних напружень із задньої поверхні на передню у результаті охолодження леза після виходу його з контакту із заготовкою провокує виникнення у ньому тріщин.



а) б) в)

Рисунок 6.38. Розподіл еквівалентних напружень (МПа) у різальній частині різця під дією механічних навантажень (а), температури (б), під дією механічних навантажень і температури (в) [51] *(Обточування сталі 45 різцем з Т15К6, V=2,1 м/с, S=0,15мм/об, t=1мм)*

Разом з тим, час дії великих напружень у період врізання і виходу інструмента обмежений і визначається умовами різання. За даними [46] при обточуванні сталі 30ХГСА інструментом з Т5К10 температура стабілізується і термічні напруження знижуються через 30 с від моменту врізання. Розрахунки показали [43], що при торцевому фрезеруванні сталі 45 фрезою із твердого сплаву групи ВК зі швидкістю різання 10 м/с температура на поверхні леза встановлюється вже через 0,82 с..

Розвиток комп'ютерної техніки, нове універсальне програмне забезпечення для МСЕ дозволили істотно розширити можливості вчених та інтенсифікувати дослідження у цій області. Тому числові методи аналізу теплових явищ у системі різання, що довели свою працездатність, стають основним інструментом дослідників.

6.5. Середня температура різання і вплив на неї основних факторів процесу оброблення

У тих випадках, коли немає необхідності у вивченні законів розподілу температур на контактних площадках або у тілі інструмента та заготовки, найбільш зручним показником теплової напруженості процесу різання є **середня температура різання**.

Під середньою температурою різання $\bar{\theta}°$ розуміють середню температуру у зонах контакту інструмента зі стружкою і поверхнею різання. Якщо позначити середні температури на контактних площадках l_1 і l_2, як $\bar{\theta}_1$ і $\bar{\theta}_2$, то середня температура різання буде дорівнювати:

$$\bar{\theta}° = \frac{\bar{\theta}_1 \cdot l_1 + \bar{\theta}_2 \cdot l_2}{l_1 + l_2} .$$

При різанні гострим інструментом $l_2 \approx 0$, тому $\bar{\theta}° = \bar{\theta}_1$.

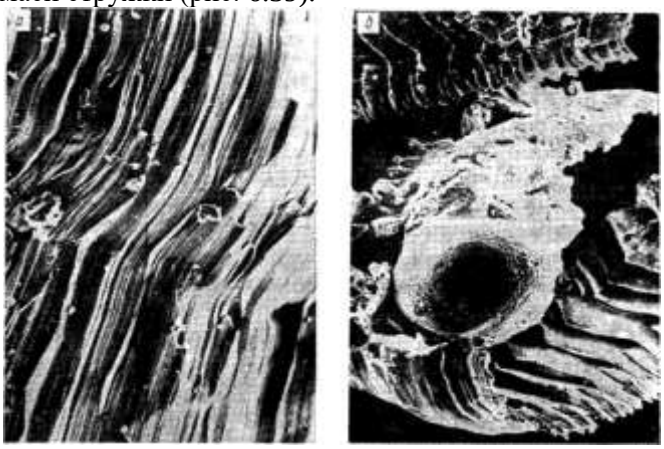
Температура, що виникає у зоні різання, може впливати на процес різання через зміну властивостей матеріалу інструмента, оброблюваного матеріалу і умов взаємодії на контактних площадках. При оцінці впливу високої температури на властивості об-

роблюваного матеріалу необхідно враховувати два фактори: тривалість впливу температури і швидкість деформації.

Закономірності, встановлені в умовах статичних випробувань, як правило, одержуються після тривалого прогріву зразків. Так як контактні площадки передньої і задньої поверхонь інструмента нагріваються тривалий час, закономірності зміни властивостей інструментального матеріалу залежно від температури цілком застосовні до різального інструменту.

Стружка ж зрізується зі швидкостями у сотні тисяч разів більшими, ніж при статичних випробуваннях. Так, при швидкості різання V=100 м/хв., K_a = 2,5; довжині контакту по передній l_1=2 мм і задній l_2=0,1 мм поверхнях, час контакту стружки з передньою поверхнею різця становить 0,003 с, а із задньою – 0,00006 с.

Дії високої температури протягом тисячних і навіть стотисячних часток секунди зовсім недостатньо для прогрівання і протікання структурних перетворень у всій товщі зрізуваного шару, а також для зміни механічних властивостей оброблюваної заготовки. Тому вплив високої температури у зоні різання на оброблюваний метал обмежується його найтоншими шарами, що стикаються з робочими поверхнями інструмента, і проявляється у зміні умов тертя, контактних навантажень, напружень, характеру зношування і т.п. Товщини цих шарів не перевищують 10 мкм при різанні незагартованих сталей. Однак при різанні загартованих сталей стружка піддається набагато більш інтенсивному нагріванню, аж до оплавлення контактних шарів або навіть всієї маси стружки (рис. 6.39).



а) б)

Рисунок 6.39. Оплавлення контактного шару (а) і стружки (б) при обточуванні загартованого порошкового матеріалу 20Х9–П [5] *(V=200 м/хв., S =0,08 мм/об, t=0,1 мм)*

6.5.1 Залежність температури різання від умов оброблення

Вплив будь-якого фактору на температуру різання необхідно розглядати через його вплив на кількість тепла, що виділяється у зоні різання ($Q = P_z \cdot V \cdot \tau$) і приводить до росту температури; та на його кількість, що виводиться із зони різання, тим самим, зменшуючи середню температуру. Інакше кажучи, на температуру різання впливають ті ж фактори, що і на зміну теплового балансу. Розглянемо, як буде змінюватися температура різання залежно від швидкості різання, ширини і товщини зрізуваного шару, фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу та інших факторів.

Вплив швидкості різання. Зі збільшенням V збільшується потужність різання ($P_z \cdot V$), а значить – потужність теплових джерел. Однак ця залежність не прямо пропорційна, тому що при збільшенні V – сила P_z зменшується через зменшення коефіцієнта усадки (див. залежність (4.37)). Крім того, зменшується частина тепла, що переходить в інструмент через зменшення довжини площадки контакту по передній поверхні (див. формулу (4.27)), тобто більша частина тепла залишається у стружці. Тому зростання $\overline{\theta}°$ від збільшення V надалі сповільнюється (рис. 6.40).

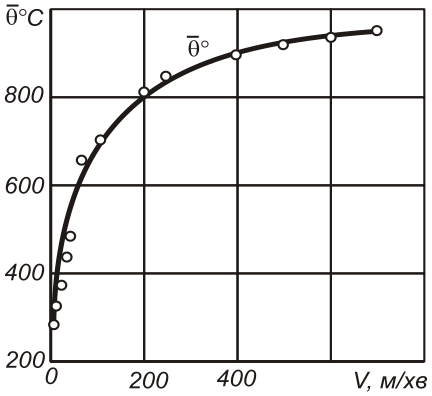
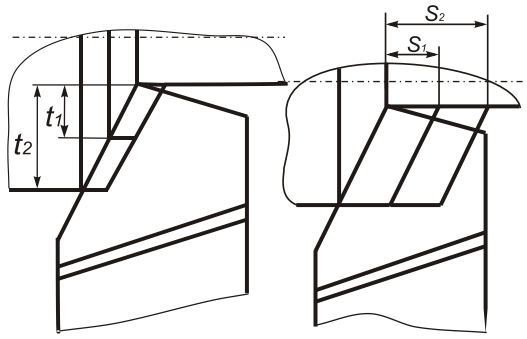


Рисунок 6.40. Вплив швидкості різання *V* на температуру різання $\overline{\theta}°$ при обточуванні стали 40Х різцем із твердого сплаву Т15К6 [6] (*t=1,5 мм, S=0,12мм/об*)

Зі збільшенням t (або ширини зрізуваного шару – b) сила різання, а значить, потужність ($P_z \cdot V$) росте майже прямо пропорційно, однак так же пропорційно збільшується активна довжина різальної кромки і площа контакту (рис. 6.41,а), через яку зростає відвід тепла у тіло інструмента. Тому зі збільшенням t середня температура зростає незначно.

Зі збільшенням подачі S (товщини зрізуваного шару – a) P_z зростає, хоча не так сильно, як при рості t, а значить і зростає потужність теплових джерел. Одночасно збільшується площа зони контакту різця зі стружкою. Однак, на відміну від випадку з глибиною різання, ця ділянка концентрується поблизу вершини – найбільше термічно навантаженої зони (див. рис. 6.41, б), відвід тепла від якої більш утруднений. Тому вплив подачі на температуру набагато сильніший, чим глибини різання, хоча швидкість росту $\overline{\theta}°$ відстає від росту S.



а) **б)**

Рисунок 6.41. Особливості впливу глибини різання (а) і подачі (б) на тепловідвід при різанні

Неоднаковий вплив ширини і товщини зрізуваного шару на температуру різання дозволяє зробити наступний важливий висновок: **для зменшення температури різання при заданій площі перетину зрізуваного шару необхідно працювати з можливо більшим відношенням *t/S* або *b/a*, тобто з широкими і тонкими стружками**.

Узагальнену залежність $\overline{\theta}° = f(V, S, t)$ одержують експериментальним шляхом у вигляді статистичної формули:

$$\overline{\theta}° = C_\theta \cdot V^m \cdot S^n \cdot t^q \cdot k_\theta \ , \qquad (6.26)$$

де C_θ – коефіцієнт, що залежить від оброблюваного матеріалу;

m, n, q – показники степеня; k_θ – коефіцієнт, що враховує геометрію інструмента.

Зазвичай $m>>n>q$, тобто вплив цих факторів слабшає від V до t. **Отже, для зменшення $\overline{\theta}°$ необхідно працювати з максимальною глибиною t, зменшуючи S і ще більше зменшуючи V.**

Вплив фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу. На сили різання, а, отже, на роботу різання і кількість теплоти, що виділяється, а також на умови тепловідводу впливають фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу. На температуру різання вони впливають так само, як і на силу P_z, тобто є тенденція до збільшення $\overline{\theta}°$ із підвищенням міцності, твердості і пластичності оброблюваного матеріалу. Великий вплив на температуру різання чинить теплопровідність оброблюваного матеріалу. Чим вона вище, тим нижче $\overline{\theta}°$, тому що відвід теплоти від місця її виділення у стружку і у заготовку буде більше інтенсивний. У той же час при обробленні малотеплопровідних жароміцних, нержавіючих та інших важкооброблюваних сталей температура різання значно вище, ніж при обробленні звичайних сталей. Ще менше теплопровідність титанових сплавів, а тому $\overline{\theta}°$ при їх обробленні дуже висока.

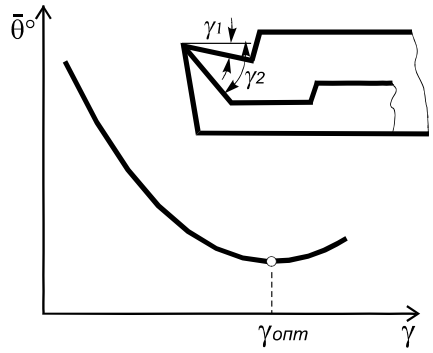


Рисунок 6.42. Вплив переднього кута на середню температуру різання

Вплив геометричних параметрів інструмента. Зі збільшенням γ зменшується сила, а отже, і робота різання, а також кількість теплоти, що виділяється. Однак при цьому погіршуються умови її відводу, тому що зменшується кут загострення β, тобто масивність різального леза. При деякому куті $\gamma_{опт}$ умови тепловідводу від контактної зони погіршуються настільки, що надалі $\overline{\theta}°$ починає підвищуватися, хоч сила і потужність різання – продовжують падати (рис. 6.42). Аналогічно впливає на температуру також задній кут α.

Зі зменшенням головного кута у плані φ збільшується кут при вершині інструмента ε, що приводить до зростання маси головки різця і поліпшенню тепловідводу. Одночасно збільшується співвідношення між шириною і товщиною зрізуваного шару *b/a*. Обидва ці фактори приводять до зменшення $\overline{\theta}°$ (рис. 6.43).

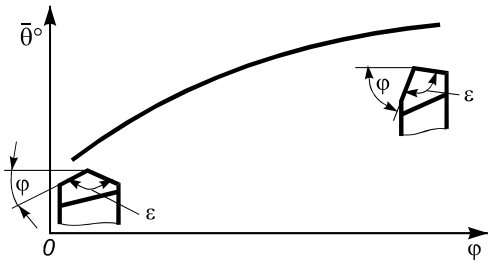


Рисунок 6.43. Залежність температури різання від головного кута в плані інструмента

При постійній потужності теплових джерел температуру різання можна понизити, інтенсифікуючи відвід тепла у заготовку та інструмент, тобто, охолоджуючи заготовку, стружку, інструмент струменем мастильно-охолоджувальної рідини. Так як у більшості випадків швидкість стружки перевищує швидкість поширення тепла у матеріалі оброблюваної заготовки, то, направляючи струмінь рідини на стружку, що відокремлюється від заготовки, можна домогтися зниження температури тільки її вільних відкритих шарів. Температура різання при цьому знижується незначно.

Значно більший ефект можна одержати, якщо струмінь рідини буде омивати ділянки, близькі до контактних зон інструмента і тим самим підвищувати теплообмін

між інструментом і навколишнім середовищем. Чим більше тепла перейде в інструмент або через нього у навколишнє середовище, тим нижче буде температура різання.

Застосування інструментальних матеріалів, що мають високу теплопровідність, також сприяє зниженню температури різання. Із більш низькою температурою різання працюють інструменти, що мають внутрішнє охолодження різальної частини.

6.5.2. Оптимальна температура різання

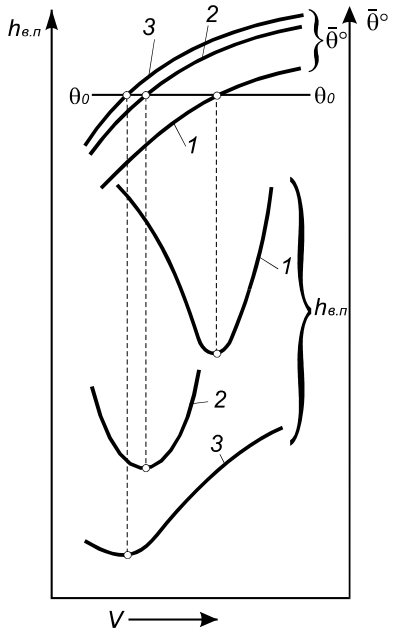


Рисунок 6.44. Вплив швидкості різання на температуру різання $\bar{\theta}°$ і інтенсивність зношування $h_{в.п.}$ інструментів (1,2,3) із різною геометрією

В 1935 році М.Ф.Семко сформулював положення про «існування таких температур, в інтервалах яких оброблюваність металу є найкращою» [58,59].

У 1936 році В. Рейхель запропонував методику визначення стійкості інструмента та оброблюваності матеріалів, відповідно до якої певному періоду стійкості різця для пари інструмент-заготовка відповідає одна і та сама температура різання, що не залежить від комбінації елементів режиму [20].

А. Д. Макаров [21] у своїх роботах указав на видимі недоліки положень В. Рейхеля і розробив теорію, відповідно до якої оптимальним швидкостям різання (V_o) для довільної пари матеріалів інструмент-заготовка при різних комбінаціях швидкості різання, подачі, глибини і геометрії різальної частини відповідає одна постійна середня температура у зоні різання (рис. 6.44). Під оптимальною швидкістю А.Д.Макаров розуміє таку, котра відповідає максимуму шляху різання або площі обробленої поверхні. При різанні з такою швидкістю спостерігається мінімальна шорсткість обробленої поверхні, найкращі властивості його поверхневого шару, тощо.

Із цього положення випливає ряд важливих висновків: точкам мінімуму кривих, що виражають залежність інтенсивності зношування від швидкості різання при будь-яких співвідношеннях інших параметрів процесу різання, відповідає та ж сама оптимальна температура різання, хоча рівень оптимальних швидкостей різання може істотно коливатися.

Запропоновано декілька способів прискореного визначення оптимальної температури (табл. 6.2) і швидкості різання, зокрема, по моменту досягнення мінімально стабілізованої сили різання P_z у залежності $P_z - V$ (рис. 6.45) [2].

Сучасними дослідженнями встановлено, що для кожного виду напру-

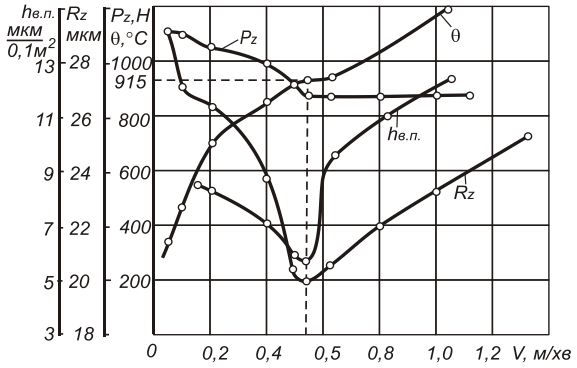


Рисунок 6.45. Експериментальне визначення оптимальної температури різання жароміцного сплаву ХН70ВМТЮ різцями зі сплаву ВК8

жено-термічного стану контактної площадки інструмента встановлюється своя, найбільш підходяща для цих умов, зносостійка структура поверхневого шару інструмента. У своїх роботах Ф.Я.Якубов [22, 23] розробив теорію формування таких структур на контактних поверхнях різального інструмента завдяки збільшенню прихованої (внутрішньої) енергії, що виділяється безпосередньо при різанні.

Таблиця 6.2. Значення оптимальних температур різання для різних інструментальних і оброблюваних матеріалів [2]

Інструментальний матеріал	Оброблюваний матеріал	Оптимальна температура різання, °С	Інструментальний матеріал	Оброблюваний матеріал	Оптимальна температура різання, °С
Т14К8	40ХНМА	820	ВК6М	ХН77ТЮР	715
	13Х14Н3В2ФР	770		ХН70ВМТЮ	720
	12Х18Н9Т	850		ХН70ВМТЮФ	730
	15Х18Н12СЧТЮ	930		ХН55ВМТКЮ	740
	ХН60ВТ	810		ЭП220	850
	ХН77ТЮР	810		10Х11Н20Т3Р	780
	ХН35ТЮ	740		ХН70МВТЮБ	710
	ЭП99ИД	850		ХН73МБТЮ	690
Т15К6	Э	910	ВК6	95Х18	700
	Сталь 10	770		12Х18Н9Т	760
	Сталь 20	980		15Х18Н12СЧТЮ	770
	Сталь 45	1000	ВК8	12Х18Н9Т	750
	У8А	1000		15Х18Ш2СЧТЮ	780
	У12А	1000		ЭП220	750
	40Х	750		ХН77ТЮР	720
	14Х17Н2	740		ХН77ТЮР	650
	30ХГСА	770		ХН70ВМТЮ	600
	12Х18Н9Т	750		ХН73МБТЮ	620
	40ХНМА	875		ХН60ВТ	750
	15Х18Н12СЧТЮ	810		ХН35ТЮ	700
	13Х11Н2В2МФ	840		ЭП99ИД	720
	ХН70ВМТЮ	750	Т5К10	12Х18Н9Т	870
	ХН73МБТЮ	700		ХН70ВМТЮ	810
	ХН60ВТ .	800		ХН73МБТЮ	780
	ХН77ТЮР	780		ХН60ВТ	780
	ХН35ТЮ	730		ХН77ТЮР	760
	ЭП99ИД	830		ХН35ТЮ	730
ВК6М	ХН77ТЮР	710		ЭП99ИД	810

Відзначається, що "...оптимальна температура різання знижує відносне зношування за рахунок створення найбільш оптимальної зносостійкої контактної поверхні у ході роботи, незалежно від методу досягнення цієї температури: штучним нагріванням

або від природної температури різання...” [24].

Одночасно у [25,26] показано, що нові вторинні структури, які утворюються при терті і різанні – диссипативні структури – забезпечують мінімальні енергетичні витрати при різанні і зношуванні контактних поверхонь. При швидкостях різання 0,25...0,8 м/с зношування твердосплавного інструмента відбувається за рахунок мікросколювання і виривання зерен карбідної фази (рис.6.46,а). При цьому значно підвищується щільність дислокацій, а на поверхні зерен формуються лінії ковзання. У діапазоні швидкостей 0,8...1,3 м/с інтенсивність зношування інструмента знижується (рис.6.47).

При оптимальних швидкостях зерна *WC* і *TiC* фрагментуються (рис. 6.46,б), на робочих поверхнях інструмента формується текстура, зміцнюються контактні поверхні, деформація локалізується у приповерхневих шарах, а рух і нагромадження дислокацій у зернах карбідів приводить до ще більшої фрагментації зерен (рис. 6.46,в).

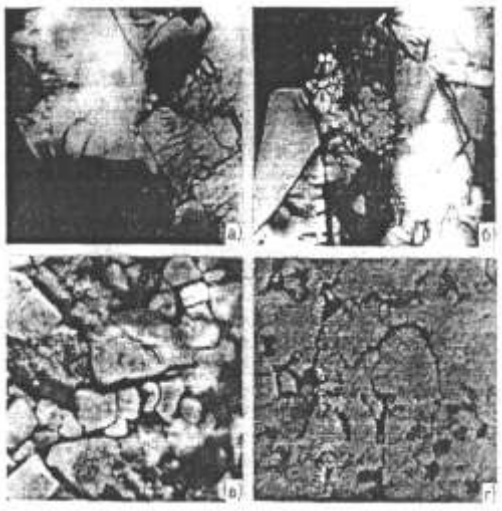


Рисунок 6.46. Дислокаційні структури зерен *TiC* у сплаві ТН–20 при V =0,42 м/с (а) і 0,83 м/с (б) та їх характер зношування, відповідно, при V =0,42 м/с (в) і 0,83 м/с (г) [26]

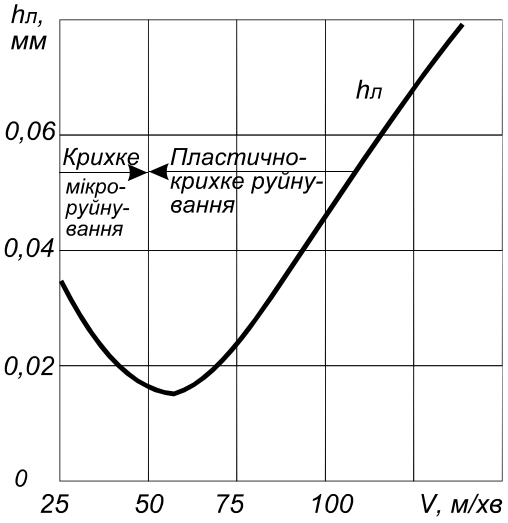


Рисунок 6.47. Залежність зношування інструмента зі сплаву ТН–20 від швидкості різання при обробленні сталі 40 при *S*=0,3 мм/об; *t*=2мм; час роботи τ =5хв. [25]

При швидкостях, що перевищують 1,3 м/с, підвищення інтенсивності зношування пов'язано з розвитком дифузійних процесів у матриці матеріалу. Таким чином, різання з оптимальною температурою обумовлює структурні зміни у контактних шарах інструмента, а саме – формуванням фрагментованої дислокаційної структури у зернах карбідної фази і зв’язки-матриці.

Як показала практика, робота на оптимальній швидкості різання не завжди доцільна, тому що вона трохи нижче швидкостей, зазвичай застосовуваних у промисловості. За даними А.Д.Макарова:

$$V_{\text{о}} < V_{\text{е}} < V_{\text{мп}},$$

де $V_{\text{е}}$ – економічна швидкість різання мінімальної собівартості оброблення;

$V_{\text{мп}}$ – швидкість максимальної продуктивності оброблення.

З метою використання позитивного ефекту від утворення зносостійких струк-

тур при різанні з V_o, Ф.Я. Якубовим була запропонована ідея зміцнення робочих поверхонь самим процесом різання. Пропонується перед основною роботою проводити зміцнююче припрацювання-тренування контактних поверхонь інструмента протягом 5…7 хв. на оптимальних швидкостях, при яких температура, деформації і напруження сприяють утворенню поверхневих шарів інструмента зі зносостійкими властивостями. Після такого оброблення, як вказує автор, підвищується стійкість інструмента навіть на режимах, які значно перевищують режими припрацювання-тренування і відповідають швидкостям максимальної продуктивності механічного оброблення [23]. Швидкість тренування необхідно визначати за емпіричними залежностями: $V_{\text{п}} = (0{,}6...0{,}8) \cdot V_{\text{р}}$ – при різанні конструкційних сталей і $V_{\text{п}} = (0{,}4...0{,}6) \cdot V_{\text{р}}$ – при різанні важкооброблюваних матеріалів ($V_{\text{р}}$ – розрахункова нормативна швидкість різання максимальної продуктивності оброблення).

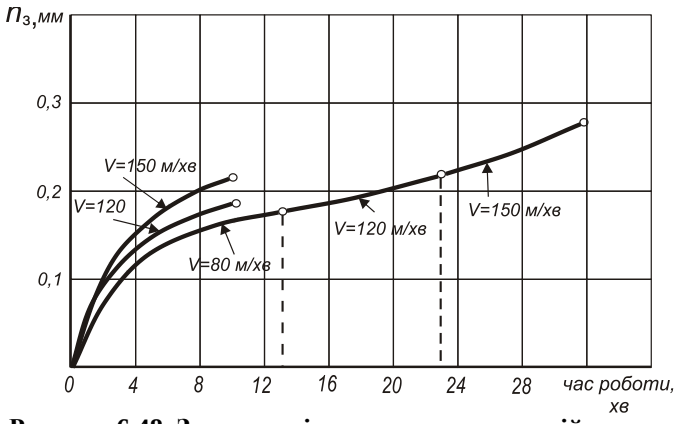


Рисунок 6.48. Залежності зношування по задній поверхні інструмента зі сплаву Т15К6 від часу різання при *S*=0,3 мм/об; *t*=2 мм [26]

У розвиток цієї методики був запропонована спосіб [27] періодичного зміцнення контактних поверхонь інструмента у ході його зношування на швидкостях, при яких забезпечувалася оптимальна температура різання з урахуванням поточної величини зношування. При цьому створюється поверхневий шар матеріалу зі зміненими механічними характеристиками глибиною від 20 мкм до 30 мкм [22]. Слід зазначити, що структура цього шару є енергетично стійка і при переході на інші режими оброблення (наприклад, з підвищенням швидкості) вона залишається стабільною (рис.6.48), працюючи як аналог зносостійкого покриття до повного його зношування.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Охарактеризуйте особливості теплообміну у системі різання та їх основні закономірності.
2. Як впливають властивості оброблюваного й інструментального матеріалів на величину і напрями теплових потоків?
3. Які експериментальні методи використовуються для вимірювання температури різання?
4. Які методи теоретичного розрахунку температури застосовуються?
5. Охарактеризуйте вплив геометрії інструменту на температуру різання?
6. Дайте поняття оптимальної температури різання. Основні показники оброблення, що проводиться з оптимальною температурою.
7. Що називається структурною пристосовуваністю контактних поверхонь інструмента?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 6

1. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
2. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
3. Развитие науки о резании металлов / [Коллектив авторов] ; под. ред. Н.Н.Зорева. - М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
4. Силин С.С. Исследование термомеханических явлений при резании материалов методами теории подобия: дис...докт. техн. наук: 05.03.01 : захищена 1970 / Силин Сергей Семенович. – М.МосСтанкин, 1970. – 282 с.
5. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
6. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
7. Физические основы процесса резания металлов / В.А. Остафьев, И.П. Стабин, В.А. Румбешта и др. ; под общ. ред. В.А. Остафьева. – К. : Вища школа, 1976. – 136 с.
8. Верещака А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков. – М. : Машиностроение, 1986. – 210 с.
9. Резников А.Н. Режущий инструмент для автоматов и полуавтоматов / А.Н. Резников, И.П. Лимонов, П.И. Пилинский и др.. – Куйбышев : Куйбышевское книжное издательство, 1961. – 201 с.
10. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 278 с.
11. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
12. Фельдштейн Е.Э. Финишная механическая обработка деталей из порошковых материалов / Е.Э. Фельдштейн, В.А. Николаев. – Мн. : Высш. шк., 1987. – 320 с.
13. Якимов А.В. Теплофизика механической обработки / А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.А. Усов. – К. ; Одесса : Либідь, 1991. – 240 с.
14. Филоненко С.Н. Температурное поле резца с внутренним охлаждением / С.Н. Филоненко, П.Т. Слободяник, А.Л. Айрикян // Изв. Вузов : Машиностроение. – 1978, №7. – С. 152–155.
15. Васин С.А. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
16. R.M'Saoubi A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared technique : influence of tool and coating / R.M'Saoubi, J.L.Lebrun, B.Changeux // Machining Science and Technology, 1998.- n°2, pp. 369-382.
17. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
18. Мазур М.П. Визначення контактних температур ріжучого інструмента / М.П. Мазур // Вісник Технологічного університету Поділля. – 1997. – №1. – С. 5–13
19. Резников А.Н. Резцы с автономной системой охлаждения / А.Н. Резников, Н.И. Живоглядов // Станки и инструмент. – 1987. – №2. – С. 18.
20. Рейхель В. Методика определения стойкости резца и обрабатываемости материала / В. Рейхель. – М. : Мировая техника, 1936. – 320 с.
21. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
22. Якубов Ф.Я. Вопросы термодинамики процесса резания, структурной приспосабливаемости и износа режущего инструмента / Ф.Я. Якубов // Прогресивна техніка і технологія машино-

будування, приладобудування і зварювального виробництва : праці міжнародної наук.-техн. конф. – К., 1998. – Т.1. – С. 267–271.
23. Способ повышения стойкости металлорежущего инструмента : а. с. SU 1055991A СССР // Ф.Я. Якубов, В.А. Ким, Э.Г. Симашев.
24. Ким В.А. Влияние приработки рабочих поверхностей быстрорежущего инструмента на его стойкость : автореф. дис. на соискание науч. степени канд. техн. наук : 05.03.01 / В.А. Ким ; Ташкенский политех. ин-т. – Ташкент, 1983. – 24 с.
25. Кабалдин Ю.Г. О причинах немонотонности зависимостей стойкости и износа режущего инструмента от скорости резания / Ю.Г. Кабалдин // Вестник машиностроения. – 1997. – №7. – С. 31–36.
26. Кабалдин Ю.Г. Структурная самоорганизация и механизмы безизносного трения при резании / Ю.Г. Кабалдин // Вестник машиностроения. – 1997. – №1. – С. 15–20.
27. Мазур М.П. Підвищення працездатності різального інструмента шляхом циклічного припрацювання / М.П. Мазур, В.В. Милько // Проблеми трибології (Problem of Tribology). – 1998. – №4. – С. 6–8.
28. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
29. Резников А. Н Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. – М. : Машиностроение, 1990. – 288 с.
30. Теоретические основы сварки / под ред. В. В. Фролова. – М. : Высшая школа, 1970. – 592 с.
31. Outeiro J. C., Astakhov V. P. The Role of the Relative Tool Sharpness in Modelling of the Cutting Process//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – С. 517– 524.
32. Прочность и износостойкость режущего инструмента / В. А. Остафьев [и др.] – К. : Высшая школа, 1978. – 41 с.
33. Остафьев В. А. Расчет нестационарных температурных полей при обработке металов резанием / В.А. Остафьев, А.А. Чернявская. – М. : ЦНИИТЭстроймаш, 1970. – 16 с.
34. Metal Machining theory and applications/T. H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane. – London: Arhold, 2000. – 403 с.
35. Shih A. J. Finite Element Simulation of Orthogonal Metal Cutting // J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. – 1995. – Т. 117. – С. 84 – 93.
36. Marusich T. D., Ortiz M. Modelling and Simulation of High–Speed Machining // Int. J. Num. Meth. Eng. – 1995. – Т. 38. – С. 3675 – 3694.
37. Piendl S. , Aurich J. C., Steinicke M. 3D Finite–Element Simulation of Chip Formation in Turning//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Chemnitz, 2005. – С. 225– 233.
38. Maekawa K. , Nakano Y. , Kitagawa T. Finite Element Analysis of Thermal Behavior in Metal Machinig // JSME International Journal: Series III. – 1996. – Т. 39, № 4. – С. 857– 870.
39. Marusich T. D. Trends in machining modeling // 2005 Third Wave AdvantEdge International Users' Conference. – Dearborn, 2005. – С. 1– 25.
40. Ahmed N. , Mitrofanov A. V., Babitsky V. I., Silberschmidt V. V. Finite element modelling of ultrasonically assisted turning // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – С. 105–114.
41. Bouzakis K., Friderikos O., Miridis I., Tsiafis I. Determination of Chip Geometry and Cutting Forces in Gear Hobbing by a FEM–based Simulation of the Cutting Process // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – С. 49–57.
42. Chiou R., Chen J., Lu L., Cole L. Prediction of heat transfer behavior of carbide inserts with embedded heat pipes for dry machining // Proceedings of imece. – 2002. – С. 1– 8.
43. Xie L. Estimation Of Two–dimension Tool Wear Based On Finite Element Method. –Karlsruhe: Universität Karlsruhe, 2004. – 143 с.

44. Altintas Y. , Lazoglu I. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining // International Journal of Machine Tools & Manufacture. –2002. –Т. 22. – С. 1011–1022.
45. Ozel T., Altan T. Process simulation using finite element method - prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in highspeed flat end milling // Int. J. of Machine tools & Manufacture. – 2000. – Т. 40. – С. 713–738.
46. Остафьев В.О. Термопружні напруження при переривчастій роботі твердосплавного різального інструменту / В.О. Остафьев, О.М. Нощенко // Вісник Технологічного університету Поділля. – 2002. - №4/41. - с. 188–192.
47. Oxley P. L. B.: Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability. New York, Ellis Horwood Ltd. 1989.
48. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн.наук : 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
49. Marusich T. D., Brand C. J., Thiele J. D. A methodology for simulation of chip breakage in turning processes using an orthogonal finite element model // Proc. 5th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2002. – С. 139–148.
50. Wanigarathne P. C., Ee K. C., Poulachon G. , Jawahir I. S. The Effects of Tool Coatings and Flood Cooling on the Thermal Field Developed in Orthogonal Machining: Finite Element Modeling and Metallurgical Analysis // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – С. 415– 422.
51. Нощенко А. Н. Повышение эффективности использования твердосплавных резцов на основе объемного моделирования их термопрочности : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : 05.03.01 / А.Н. Нощенко ; НТУУ «КПІ». – К., 2003. – 20 с.
52. Остаф'єв С.В. Методика розрахунку температури при обточуванні та її вплив на якість деталей : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : 05.03.01 / С.В. Остаф'єв; НТУУ «КПІ». – К., 1998. – 17 с.
53. Мазур М.П. Дослідження динаміки зміни температурного поля контактних поверхонь зуба кінцевих фрез в залежності від параметрів механічної обробки / М.П. Мазур, С.А. Крижанівський // Вестник национального технического университета «ХПІ» : збірник наукових праць ; тематичний випуск : Технології в машинобудуванні / НТУ "ХПІ". – Харків, 2002. – №9, Т. 11. – С. 37–43.
54. А.с.1355358 СССР, МКИ^2 В23 1/00. Способ определения температуры по длине контакта задней поверхности резца / В.А.Остафьев, А.А.Усачев, В.Г.Буряк (СССР). – № 4019539 ; заявл. 29.01.86 ; опубл. 30.11.87, Бюл. №44. – 4 с. : ил.
55. Мазур М.П. До питання про використання методу джерел тепла для розрахунку температурних полів різальних інструментів / М.П. Мазур, В.О. Остаф'єв // ТЕМА. – 1998. – №8. – С. 8–11.
56. Семко М.Ф. Измерение температурного поля методом конденсированных пленок /М.Ф.Семко, А.Г.Воликов, А.И.Грабченко, А.Т.Пугачев //Науч.-техн. конф. по итогам науч. работы за 1966 г.: реф. докл. /Харьк. политехн. ин-т. – Харьков: Изд-во Харьк. гос. ун-та, 1968. – С. 87.
57. Семко М.Ф. Измерение температуры с помощью пленок чистых металлов /М.Ф.Семко, Л.С.Палатник, А.И.Грабченко, А.Т.Пугачев, Е.В.Красильников //Станки и режущие инструменты.– Харьков: Изд-во Харьк. гос. ун-та, 1969. – Вып. 11.– С. 8-11.
58. Семко М.Ф. Изучение стойкости режущих инструментов исследованием тепловых явлений /М.Ф.Семко //Резание металлов: сб. материалов к Всеукр. конф. по резанию металлов. – Харьков: Изд-во «Укр. робітник», 1935. – Вып. 1. – С. 45-54.
59. Семко М.Ф. Теплота різання і стійкість інструменту – Х.: ДНТВУ, 1937. – 145 с.

РОЗДІЛ 7. РУЙНУВАННЯ І ЗНОШУВАННЯ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТІВ. СТІЙКІСТЬ ІНСТРУМЕНТІВ

7.1. Працездатність інструментів

Працездатний стан різального інструменту (леза) («**працездатність**») характеризується таким станом, при якому він здатний виконувати оброблення різанням при встановлених у нормативно-технічній документації умовах і з визначеними вимогами [11].

Непрацездатним станом різального інструменту («**непрацездатність**»), що характеризується його «***відмовою***» (див. п.п. 7.3.3), може бути відхилення від установлених значень хоча б одного із параметрів різального інструменту, вимог або характеристик оброблення, виконуваних цим інструментом [11].

У процесі різання інструмент втрачає свою працездатність у результаті руйнування або зношування леза. На рис. 7.1 наведена схема сучасних представлень про вплив різних умов на вихід інструмента з ладу.

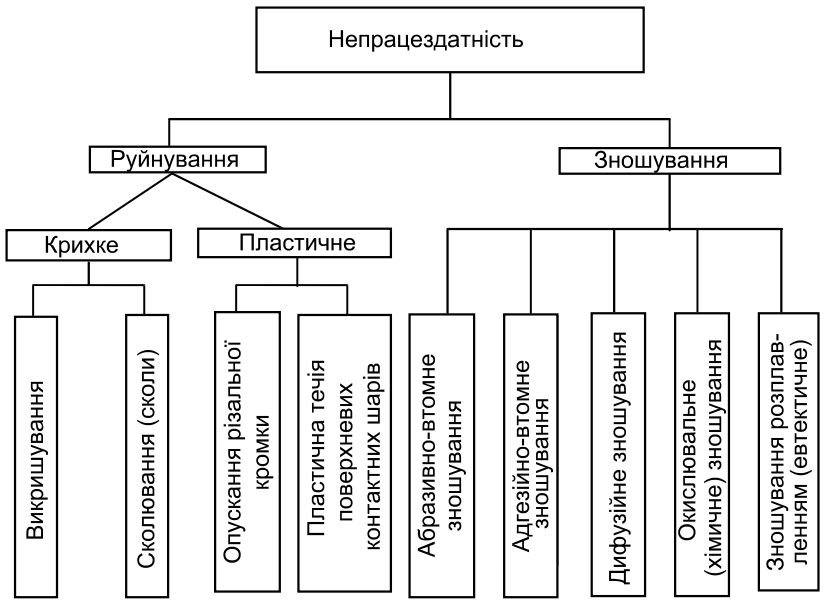


Рисунок 7.1. Схема сучасних представлень про причини втрати працездатності різальних інструментів

Вивчення фізичних закономірностей відмов інструментів дозволяє сформулювати вимоги, що пред'являються до інструментальних матеріалів і визначити області їх ефективного застосування.

7.2. Міцність різальної частини інструмента

При недостатній міцності леза інструмента його вихід з ладу («***раптова відмова***») відбувається шляхом крихкого руйнування (сколювання або викришування) чи у результаті пластичної деформації і наступного зрізу поверхонь леза.

7.2.1. Крихке руйнування леза

Крихке руйнування леза є результатом поступового розвитку і нагромадження втомних мікротріщин, які у подальшому із продовженням дії зовнішнього навантаження зливаються у макротріщину. Процес зародження і розвитку тріщин відбувається у часі, тобто залежить від величини і тривалості дії навантаження. Зустрічаються два види крихкого руйнування інструмента: викришування різальних кромок і сколи (сколювання) різального леза (рис. 7.2).

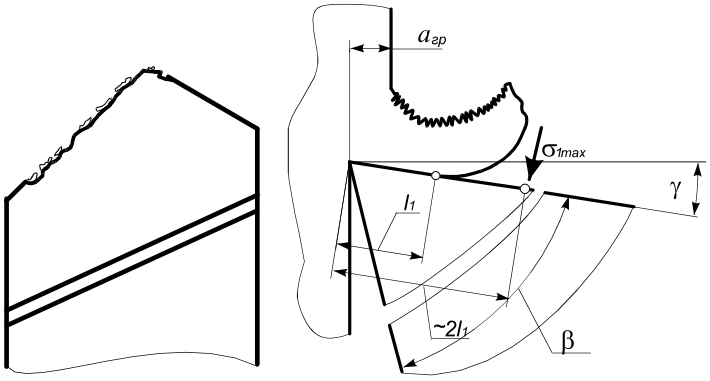


Рисунок 7.2. Крихке руйнування різального леза:
а – викришування; б – сколювання

Викришуванням називається відділення дрібних часток різальної кромки, при якому розміри руйнувань, як правило менше контактної ділянки передньої поверхні зі стружкою (рис. 7.2, а). Воно пов'язане найчастіше з поверхневими дефектами, дефектами загострювання, неоднорідністю структури інструментального матеріалу, залишковими напруженнями тощо. Інструмент із викришеною різальною кромкою може продовжувати зняття стружки, однак таке різання буде передаварійним. Частковим випадком викришування є «осипання» різальної кромки, під яким розуміють часткове або суцільне руйнування її ділянок розмірами не більше 0,3 мм.

Сколювання (відколи, сколи) – це відділення порівняно великих об'ємів різального леза, які перевищують розміри контакту передньої поверхні зі стружкою (рис. 7.2, б). Після цього різання інструментом стає неможливим.

Імовірність сколювання залежить від величини напружень, що формуються у різальному лезі, які, головним чином, визначаються кутами: загострення β, переднім γ і заднім α та головним кутом у плані φ; тому що саме ці параметри визначають як розміри перерізу різального леза, так і величину тиску стружки на передню поверхню. Із режимів різання найбільший вплив на сколювання чинить товщина зрізуваного шару a та у значно меншій мірі – ширина b. Швидкість різання може впливати на цей вид крихкого руйнування, як правило, через зміну динамічного стану технологічної системи, наприклад, при виникненні вібрацій.

Для конкретного інструментального матеріалу і розмірів леза миттєвий скол відбувається при досягненні товщиною зрізуваного шару деякого граничного значення $a_{гр}$ (***гранична товщина зрізуваного шару або ламаюча подача***).

Установлено, що зі зменшенням кута загострення β товщина $a_{гр}$, при якій наступає сколювання (рис. 7.3), зменшується (незалежно від властивостей оброблюваного матеріалу), що пояснюється зростанням напружень у різальному лезі за рахунок зменшення площі його небезпечного перерізу.

Зі збільшенням переднього кута γ при β=*const* (тобто при одночасному зменшенні заднього кута α), величина $a_{гр}$ збільшується (рис. 7.4). Це пояснюється тим, що

при незмінній міцності леза зі збільшенням переднього кута сили різання, а відповідно і напруження у різальному лезі, зменшуються.

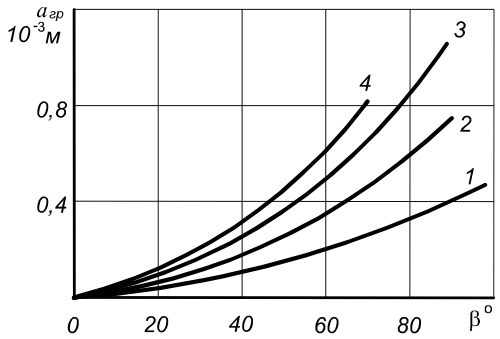


Рисунок 7.3. Вплив кута загострення на граничну товщину зрізуваного шару при обробленні різних матеріалів різцями із ВК8 [2] *(V = 0,026 м/с): 1 – 110Г13Л; 2 – ХН60Т; 3 – 12Х18Н10Т; 4 – ШХ15*

Збільшення головного кута в плані φ, викликає зменшення граничних товщин зрізуваного шару, що пов'язане зі збільшенням тиску стружки на передню поверхню (через ріст товщини зрізуваного шару при постійній подачі, див. формулу (2.17)), а отже, і напружень у різальній частині.

Міцність оброблюваного матеріалу визначає опір пластичної деформації при різанні, тобто рівень дотичних напружень по умовній площині зсуву τ_ϕ. Тому її підвищення викликає збільшення нормальних напружень на передній поверхні і зниження $a_{гр}$.

Як характеристика опору крихкому руйнуванню інструментального матеріалу може служити його границя міцності під час розтягування R_m. При збільшенні R_m граничні товщини зрізуваного шару зростають і навпаки. Зменшення $a_{гр}$ залежно від групи інструментального матеріалу має місце у наступному порядку: швидкорізальна сталь, тверді сплави груп ВК і ТТК, далі група ТК, БВТС, різальна кераміка і НТМ.

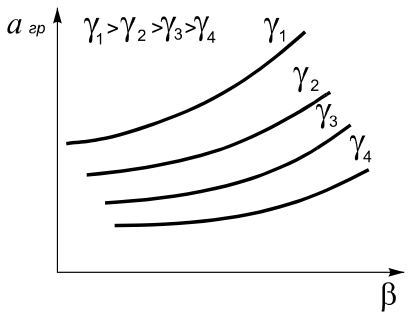


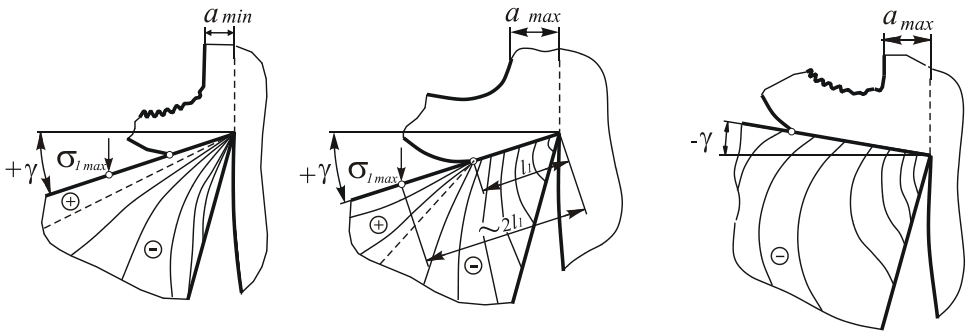
Рисунок 7.4. Залежність критичної товщини зрізуваного шару від кута загострення β і переднього кута γ

Експериментально встановлена приблизно лінійна залежність між границею міцності під час розтягування R_m інструментального матеріалу і граничною товщиною зрізу $a_{гр}$, при якій відбувається руйнування різальної частини інструмента. Якщо R_m для швидкорізальної сталі становить 1800…2000 МПа, для твердих сплавів – 500…800 МПа, для різальної кераміки – 150…200 МПа і для алмаза – 100…150 МПа, то за інших рівних умов величина $a_{гр}$ для швидкорізального інструмента буде у 3 рази більше, ніж для твердих сплавів, у 8...10 разів більше, ніж для різальної кераміки, і у 15...20 разів більше, ніж для алмазу. Тому інструменти із алмазу і різальної кераміки застосовують лише для чистових операцій, коли товщини зрізів малі, а у різальній частині інструмента переважно діють напруження стиску.

Величина граничної товщини зрізуваного шару зменшується з часом роботи, тому що процес розвитку тріщин у різальній частині інструмента залежить і від часу різання (руйнування має втомний характер).

Поляризаційно-оптичним методом було встановлено, що у різальній частині інструмента можуть бути зони як розтягуючих і стискаючих напружень (рис.7.5, а, б), так і тільки стискаючих напружень (рис. 7.5, в) [2]. При цьому зона розтягуючих напружень при зрізанні товстих стружок починається наприкінці контакту стружки з передньою поверхнею.

Значний вплив на характер напруженого стану чинять також і форма передньої поверхні та значення переднього кута. Зі зменшенням переднього кута зона стиску збільшується, а зона розтягу звужується або зовсім зникає (рис. 7.5, в).



а) +γ; a_{min}; **б) +γ; a_{max};** **в) –γ; a_{max}**

Рисунок 7.5. Картина розподілу напружень у різальному лезі [2]

Дослідження напруженого стану [2] показало, що найнебезпечніша точка у зоні розтягу, у якій найбільше ймовірно почнеться раптове руйнування – скол, розташована на передній поверхні інструмента на відстані, рівній $(2\ldots2{,}5)\,l_1$, де l_1 – довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента (див. рис. 7.5, б). Сколювання різальної частини інструмента відбувається у той момент, коли розтягуючі напруження у небезпечній зоні досягають границі міцності інструментального матеріалу під час згинання R_{bm}. Утворюється мікротріщина, що, розвиваючись, перетворюється у макротріщину і у результаті відбувається сколювання.

Зі зменшенням товщини зрізуваного шару і переднього кута γ зона дії розтягуючих напружень зменшується і, починаючи з деяких значень γ, у різальній частині діють тільки стискаючі напруження. У цьому випадку характеристикою крихкої міцності леза інструмента буде границя міцності під час стиску R_{cm}. Максимальні стискаючі напруження при різанні розвиваються на передній поверхні поблизу різальної кромки і для найбільш несприятливих умов різання жароміцних сплавів на нікелевій основі не перевищують 1600...2200 МПа. З огляду на те, що границі міцності під час стиску твердих сплавів і швидкорізальної сталі знаходяться у діапазоні R_{cm} =3500...4500 МПа, очевидно, що вони не повинні крихко руйнуватися під дією стискаючих напружень при обробленні навіть зазначених матеріалів. Інструменти із різальної кераміки і НТМ при різанні твердих матеріалів можуть піддаватися крихкому руйнуванню під дією стискаючих напружень, тому що у них $R_{cm} \le 2000$ МПа.

Силове навантаження на інструмент є основною причиною сколювання при безперервному різанні, при переривчастому ж мають місце дві додаткові причини крихкого руйнування:

1) термічні циклічні напруження;
2) умови виходу інструмента із зони різання.

Перша причина, характерна для твердих сплавів, уперше була пояснена М. М. Зорєвим і Н. П. Вірко [13]. Відомо, що оброблення при фрезеруванні складається із циклу різання і холостого ходу.

Цикл різання. Поверхневі шари нагріваються, а внутрішні – ще залишаються холодні (рис.7.6), внаслідок чого зовнішня поверхня, прагнучи розшириться, піддаєть-

ся напруженням стиску.

Цикл холостого ходу. Внутрішні шари прогрілися, а зовнішні охолоджуються, скорочуючись. Вони піддаються напруженням розтягу.

Таким чином, за один цикл різання мають місце знакозмінні напруження розтягу-стиску. Це викликає появу втомних тріщин, які розташовуються перпендикулярно різальній кромці і переходять на задню поверхню.

Запобігання цих небажаних впливів: зменшення часу холостого ходу, зменшення температури робочого ходу, збільшення температури холостого ходу (підігрівання інструмента під час холостого ходу).

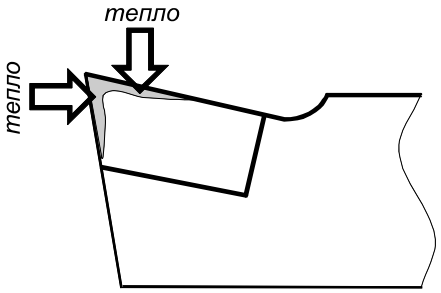
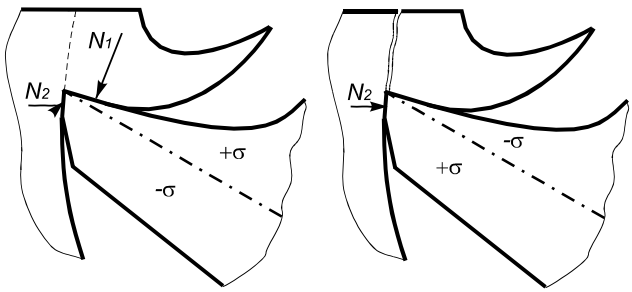


Рисунок 7.6. Схема розподілу нагрітих і холодних шарів леза інструмента при робочому ході

Друга причина виникає у момент виходу зуба інструмента із під стружки при закінченні циклу різання. Під дією сили різання N_1 (рис. 7.7, а) на залишок зрізуваного шару зривається (або згинається – для пластичних матеріалів) і передня поверхня миттєво розвантажується. У той же час на задню поверхню продовжує діяти сила N_2 від пружного відновлення поверхні різання (рис. 7.7, б). Напруження у зубі інструмента різко змінюють знак. Такий «зворотний удар» є однією з головних причин раптової відмови інструмента, особливо при переривчастому (нерівномірному) обробленні заготовок із важкооброблюваних матеріалів із малими модулями пружності, тобто схильних до пружнопластичного відновлення. Цей фактор також сприяє виникненню втомних мікротріщин.



а) **б)**

Рисунок 7.7. Схема роботи зуба інструмента у момент закінчення циклу різання

Для зменшення впливу цього явища вихід зуба із зони різання має відбуватися при мінімальній товщині (наприклад, схема попутного фрезерування, див. рис.2.44).

У загальному випадку напруження, створювані у різальній частині інструмента, визначаються як сума напружень, що виникають під дією сил різання і температурного поля, а також залишкових напружень, що створюються при виготовленні інструмента, зокрема при напаюванні і загострюванні. Якщо сума цих напружень перевищить межу міцності під час згину у небезпечних точках, то відбувається крихке руйнування леза.

Наявність додаткового впливу факторів, характерних для переривчастого різання, приводить до того, що гранична товщина зрізуваного шару $a_{\text{гр}}$, наприклад, при фрезеруванні на порядок нижче (0,3...0,5 мм), чим при обточуванні (до 3...5 мм).

7.2.2. Пластичне руйнування різального леза

Існує область умов різання, при яких властивості інструментального матеріалу настільки змінюються, що інструмент не у змозі зрізати стружку, тому що сам може піддаватися пластичній деформації і зрізу. Розвитку цього процесу сприяють інтенсивний розігрів (вище критичної температури теплостійкості) і розм'якшення інструментального матеріалу при режимах різання, що характеризуються високими силовими і тепловими навантаженнями.

Другим фактором може бути всебічний стиск різального леза, у результаті чого пластичність матеріалу інструмента у цій зоні істотно підвищується. Пластична течія поверхневих контактних шарів інструментального матеріалу та їх наступний зріз переважно відбуваються уздовж задньої поверхні (рис. 7.8). У деяких випадках для швидкорізальних сталей він може спостерігатися і уздовж передньої поверхні леза.

Експериментально доведено, що для запобігання деформації різального леза при зрізанні стружки має дотримуватися співвідношення:

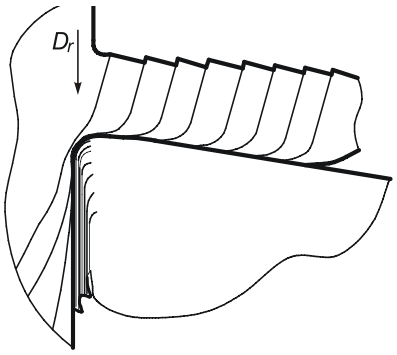


Рисунок 7.8. Пластична течія поверхневих контактних шарів на задній поверхні

$$\frac{HV_{\text{і}}}{HV_{\text{стр}}} \geq 1{,}4.$$

Зі збільшенням швидкості різання, твердість основної маси стружки практично не змінюється, тому що температура у зоні стружкоутворення піднімається незначно і становить усього 100...300ºС [14]. У той же час у тонких контактних шарах інструментального матеріалу температура може зростати до величин, що перевищують критичну температуру теплостійкості інструментального матеріалу. Тому локальна твердість цих шарів буде зменшуватися. У момент, коли співвідношення твердості матеріалів інструментального і стружки буде нижче критичного значення, почнеться інтенсивне пластичне деформування поверхневих шарів різального леза.

Таким чином, пластична міцність інструментального матеріалу залежить від здатності зберігати твердість при високих температурах, тобто від теплостійкості.

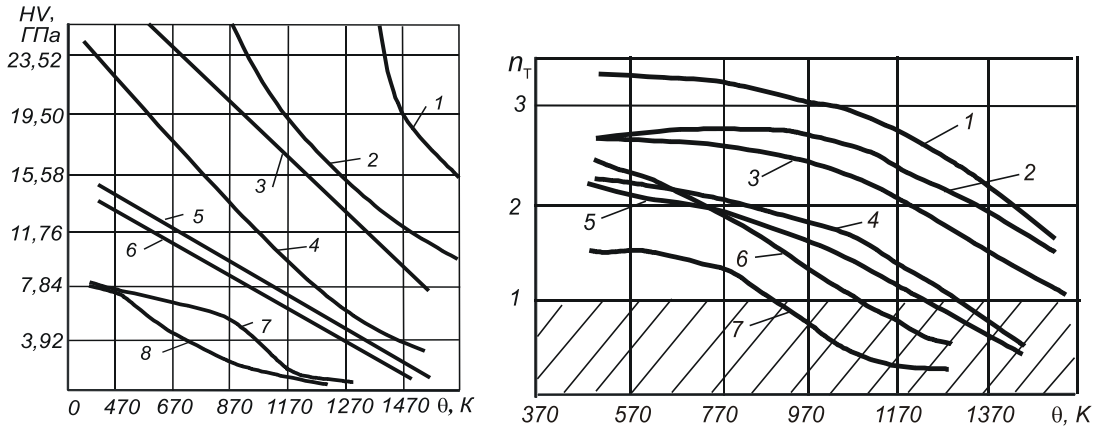
Для оцінки здатності інструментального матеріалу опиратись пластичному руйнуванню використовують коефіцієнт запасу пластичної міцності, що визначається з формули:

$$n_{\text{Т}} \approx \frac{HV_{\text{і}}}{\sqrt{HV_{\text{стр}}^2 + HV_{\text{к}}^2}}, \qquad (7.1)$$

де $HV_{\text{і}}$ – твердість контактних шарів інструментального матеріалу при температурі різання; $HV_{\text{стр}}$ – твердість стружки; $HV_{к}$ – твердість пластично деформованих контактних шарів оброблюваного матеріалу уздовж задньої поверхні при температурі, що розвивається біля різальної кромки.

На рис. 7.9, а наведені температурні залежності «гарячої» твердості різних інструментальних матеріалів, що розташовуються у порядку зменшення у наступній послідовності: алмаз, кубічний нітрид бору (композит 01), карбід кремнію, електроко-

рунд (різальна кераміка), твердий сплав групи ТК, твердий сплав групи ВК, швидкорізальна сталь і вуглецева інструментальна сталь.



а) **б)**

Рисунок 7.9. Температурні залежності твердості (а) і коефіцієнта запасу пластичної міцності (б) різних інструментальних матеріалів [2]:

1 – алмаз; 2 – композит 01; 3 – карбід кремнію; 4 – електрокорунд; 5 – Т15К6; 6–ВК8; 7 – Р18; 8 – У12

1 – ЦМ332; 2 і 3 – маловольфрамові тверді сплави; 4 – ВК8; 5 – Т15К6; 6 – безвольфрамові тверді сплави; 7 – Р18; оброблюваний матеріал – сталь 40Х

Розрахунок коефіцієнта запасу пластичної міцності за формулою (7.1) дозволяє побудувати області раціонального використання інструментальних матеріалів за показником пластичній міцності залежно від температур різання (рис. 7.9, б) і від швидкості різання при обробленні різних матеріалів (рис. 7.10). На цих рисунках у заштрихованій зоні, де коефіцієнт запасу пластичної міцності нижче одиниці – різання неможливе через пластичну деформацію різальної частини інструмента.

Якщо різальне лезо інструмента формостійке до температур плавлення оброблюваного матеріалу, то у цьому випадку швидкість різання не обмежується за критерієм пластичної міцності. Оброблення міді, латуні і бронзи твердосплавними, а алюмінію швидкорізальними інструментами – може бути реалізована практично з будь-якою швидкістю різання. Висока «гаряча» твердість і відсутність хімічної спорідненості кубічного нітриду бору із залізовуглецевими сплавами дозволяє на порядок збільшувати швидкості різання у порівнянні із твердими сплавами.

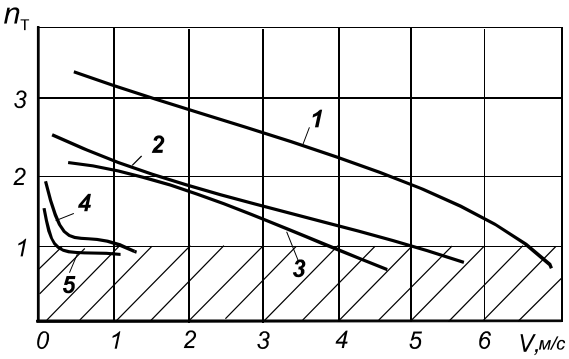


Рисунок 7.10. Залежність коефіцієнта запасу пластичної міцності від швидкості різання при обробленні різцем зі сплаву Т15К6 різних матеріалів [2]: *1 – сталь 40; 2 – 12Х18Н9Т; 3 – ШХ15; 4 – ХН70ВМТЮ; 5 – ХН55ВМТКЮ*

Для переривчастих процесів різання граничні за пластичною міцністю швидкості різання мають більш високі значення внаслідок охолодження інструмента під час холостого ходу.

При обробленні сталей, жароміцних, титанових сплавів та інших важкооброблюваних матеріалів, що мають низьку теплопровідність, швидкість

різання найчастіше обмежується межею пластичної міцності інструментальних матеріалів. Тому резервом збільшення продуктивності оброблення таких матеріалів є підвищення цієї межі (твердості при нагріванні і теплопровідності) інструментального матеріалу.

7.3. Зношування різальної частини інструмента

У процесі різання у результаті взаємодії стружки і поверхні різання із різальним лезом контактні площадки на передній і задній поверхнях інструмента зношуються. Зношування цих ділянок відбувається безперервно, протягом усього процесу різання, практично при всіх можливих умовах. Тому, поряд з достатньою міцністю різальна частина інструмента повинна мати високу зносостійкість.

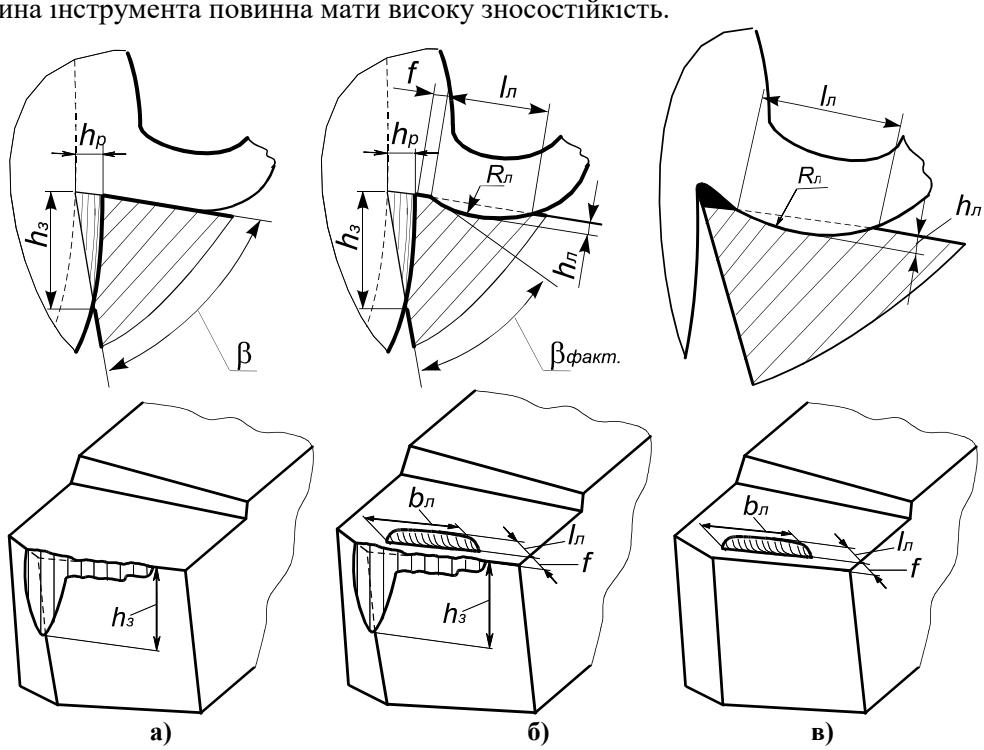


Рисунок 7.11. Види зношування інструмента

Незалежно від типу і призначення всі інструменти можуть зношуватися переважно по задній поверхні (***перший вид зношування***) (рис. 7.11, а), по задній і передній поверхнях одночасно (***другий вид зношування***) (рис. 7.11, б). У деяких випадках чорнового оброблення в умовах стійкого наростоутворення наріст захищає задню поверхню від контакту з поверхнею різання і від зношування, тому розглядають ***третій вид зношування*** – переважно по передній поверхні (рис. 7.11, в).

При зношуванні за ***першим видом*** на задній поверхні інструмента утворюється площадка (фаска) зношування шириною $h_з$. Контур площадки зношування у перетині головною січною площиною приблизно відповідає формі поверхні різання. Уздовж головної різальної кромки ширина фаски зношування у загальному випадку неоднако-

ва. Як правило, її максимальна ширина спостерігається біля вершини інструмента (рис. 7.11, а, б). У деяких випадках оброблення заготовок із забрудненою або зміцненою поверхневою кіркою локальне зношування у вигляді проточини спостерігається у зоні контакту кірки і різальної кромки (рис.7.13, а).

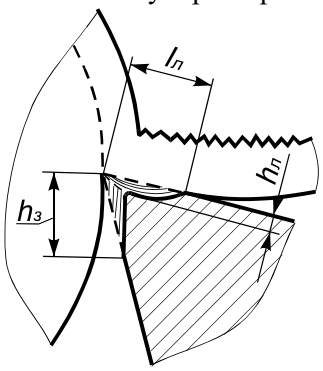
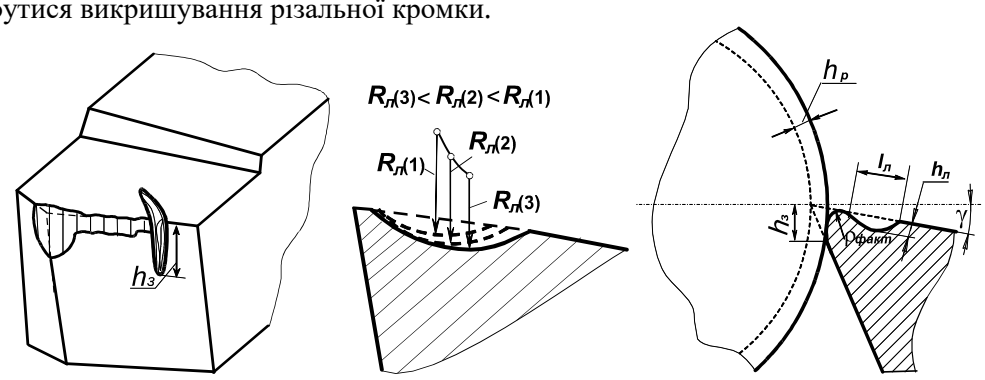


Рисунок 7.12. Вид зношування передньої і задньої поверхонь при відсутності наросту

При зношуванні за ***другим видом*** поряд зі зношуванням задньої поверхні має місце і знос передньої поверхні у вигляді лунки (канавки). При наявності наросту лунка починається на деякій відстані від різальної кромки (див. рис. 7.11, в), при його відсутності – і фаска по задній поверхні, і лунка починаються від різальної кромки (рис.7.12).

7.3.1. Зовнішній прояв і розвиток зношування різальної частини інструмента

У процесі різання довжина $l_л$ і глибина $h_л$ лунки збільшуються, а радіус її кривизни $R_л$ зменшується (рис. 7.13, б). Зазвичай довжина лунки росте у напрямку до різальної кромки повільніше, ніж у протилежний бік. Коли лунка і фаска з'єднуються, зменшується кут загострення різального леза, росте дійсний радіус заокруглення кромки $\rho_{факт}$ (рис. 7.13, в)**.** У результаті міцність леза знижується і може відбутися викришування різальної кромки.



а) **б)** **в)**

Рисунок 7.13. Проточини на лезі інструмента (а), послідовність зміни радіуса кривизни лунки на передній поверхні (б) і збільшення радіуса округлення різальної кромки (в) у ході зношування

Характер зношування інструмента визначається, головним чином, видом матеріалу оброблюваної заготовки, товщиною зрізуваного шару (подачею) і швидкістю різання.

При обробленні пластичних матеріалів (наприклад, сталей) зношування інструментів першого і другого видів зустрічаються однаково часто. При обробленні крихких матеріалів (наприклад, чавунів, кремнію та ін.) зношується в основному задня поверхня (перший вид зношування).

Подача S і швидкість різання V впливають на вид зношування приблизно однаково. При малих S і V – зношується переважно задня поверхня (чистові режими).

Зі збільшенням S і V зростає зношування по передній поверхні і стає домінуючим.

Менший вплив на вид зношування чинять передній кут і застосування МОТС. При збільшенні переднього кута і застосуванні МОТС з високою охолоджувальною дією перший вид зношування переходить у другий при більших значеннях S і V.

Зношування інструментів із покриттями має свої особливості. У першу чергу це обумовлюється зниженням адгезійної активності покриття, що зменшує довжину контакту по передній поверхні [9]. За рахунок цього середній нормальний тиск на цій поверхні значно збільшується.

При обробленні вуглецевих сталей в умовах середніх швидкостей різання інструментами зі швидкорізальних сталей із покриттями, через 2–3 хвилини роботи відбувається прорив (руйнування) покриття 2 у місці початку формування лунки (рис. 7.14). Однак за рахунок більше високих контактних тисків і наявності залишкових острівців покриття на задньому боці лунки відбувається гальмування прирізцевих шарів стружки 1 і утворення щільного шару, що захищає від подальшого росту лунки убік від різальної кромки. Крім цього, високі контактні тиски на фасці біля різальної кромки формують стійку застійну зону, що захищає задню поверхню від зношування. Тому домінуючим видом є зношування по передній поверхні.

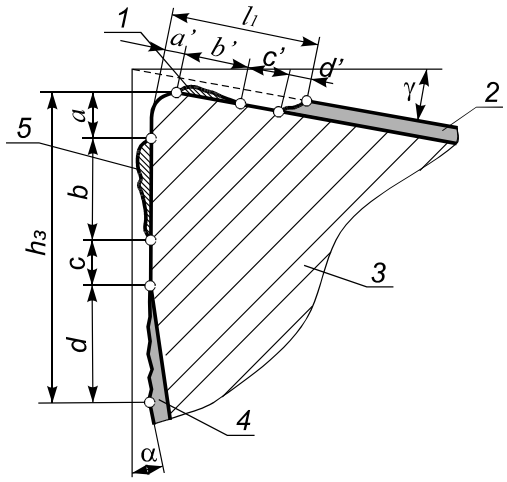


Рисунок 7.14. Форма зношування інструмента зі швидкорізальної сталі з покриттям з *TiN* [9]

При підвищенні швидкості різання або обробленні важкооброблюваних матеріалів високі контактні температури на передній поверхні не дозволяють сформувати стійкий загальмований шар ні біля різальної кромки, ні на задній стороні лунки. Тому захисна роль покриття проявляється на задній поверхні. Фаска зношування на ній складається з 4–х зон (див. рис. 7.14). Коротка зона постійної довжини a – прилягаюча до різальної кромки, без покриття і без загальмованого шару; зона $в$ – без покриття, але з міцним постійним загальмованим шаром 5, довжина якої збільшується у ході роботи; зона постійної довжини c – із тільки що зруйнованим покриттям і слідами виривів інструментального матеріалу; зона d – зношування покриття 4 зі збільшенням його товщини від нуля до максимуму. Довжина цієї зони з часом займає до половини довжини контакту по задній поверхні.

Зношування твердосплавних змінних неперточуваних пластинок, що мають стружколомні канавки на передній поверхні, протікає дещо по-іншому, ніж у пластинок із плоскою передньою поверхнею. Повне обтікання стружкою канавки трапляється досить рідко (рис.7.15,а) і є, швидше за все – ідеальним варіантом, що дозволяє розподілити контактний тиск на передній поверхні по всій довжині штучної канавки. Це приводить до зменшення нормального тиску і зношування тільки задньої поверхні.

Набагато частіше при великому радіусі лунки вона тільки збільшує передній кут, не створюючи перешкод вільному сходженню стружки. Негативна фаска на вершині леза сприяє утворенню на ній стійкого загальмованого тіла. Тому, крім зношу-

вання задньої поверхні можливе зношування передньої поверхні за межами зміцнюючої фаски (рис.7.15, б).

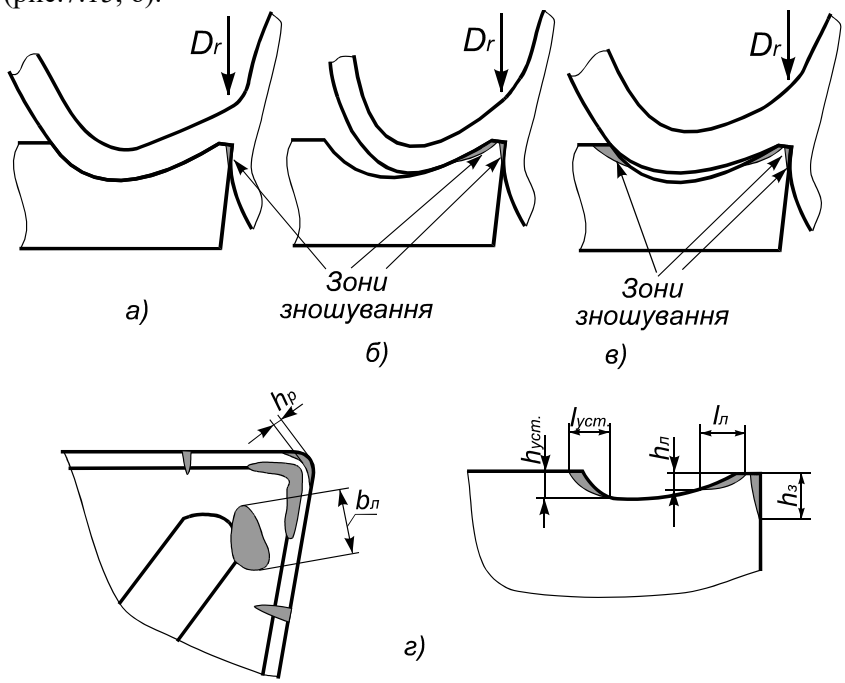


Рисунок 7.15. Форма зношування твердосплавних змінних непереточуваних пластинок із стружколомними канавками [16]

Найбільш часто (при правильно обраному радіусі лунки) стружка, що сходить, упирається у стружколомний уступ і додатково завивається (рис.7.15, в). Це приводить до зменшення довжини контакту по передній поверхні, підвищенню контактних навантажень і, як наслідок, зростанню зношування передньої поверхні (за межами зміцнюючої фаски), стружколомного уступу і задньої поверхні (рис.7.15, г). Крім цього, можливі локальні зони зносу (аналогічні показаним на рис.7.13,а) на головній і допоміжній різальних кромках.

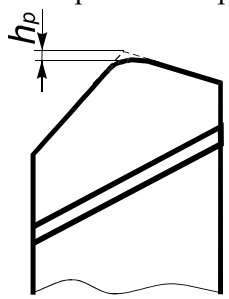


Рисунок 7.16. Схема виміру величини розмірного зносу

Для оцінки міри зносу інструмента використовуються 4 параметри: **лінійне, розмірне, масове і відносне зношування.**

Лінійне зношування (знос) h_3 являє собою максимальну ширину площадки зносу по задній поверхні (без урахування місця її розташування, див. рис. 7.11, 7.13) або глибину лунки. Застосовується у вигляді рекомендацій при призначенні величини загострювання інструмента.

При чистових режимах визначальним стає **розмірне зношування** – h_p, що вимірюється у напрямку, перпендикулярному обробленій поверхні деталі (рис. 7.16). Воно визначає збільшення (для зовнішнього обточування) або зменшення (для розточування) виконавчого розміру оброблюваної деталі.

З фізичної точки зору більш правильно оцінювати величину зношування через масу зношеної частини інструмента – **масове зношування**, що пропорційне роботі сил тертя при зношуванні.

Інтенсивність (швидкість) зношування інструментів визначає **відносне зношування** – Δ. Під ним розуміють відношення лінійного, розмірного або масового зношування до якого-небудь показника, що характеризує продуктивність роботи інструмента до моменту його затуплення (шлях різання, час різання або оброблена площа, об'єм знятого матеріалу і т.п.). Наприклад відносне лінійне зношування:

$$\Delta_L = \frac{h_з}{L} = \frac{h_з}{V \cdot T} = \frac{h_з \cdot 1000 \cdot S}{\pi \cdot D \cdot l} \quad , \tag{7.2}$$

де l – довжина обробленої поверхні.

Графічне зображення закономірності зміни зношування за час роботи інструмента називають ***кривою зношування*** (рис. 7.17). Для задньої поверхні криві зношування прийнято будувати для максимального значення ширини фаски зношування на задній поверхні $h_з$ залежно від часу роботи інструмента τ або шляху різання L.

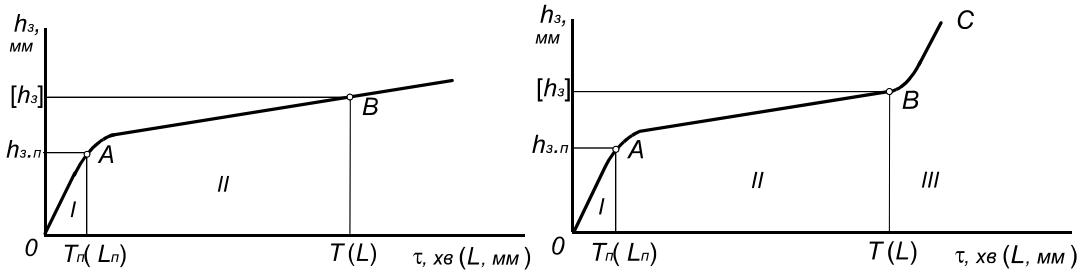


Рисунок 7.17. Криві зношування інструмента: *а) при переважному зношуванні по задній поверхні; б) при одночасному зношуванні по передній і задній поверхнях*

При **першому виді зношування** (див. рис. 7.11, а) крива зносу має вигляд, показаний на рис. 7.17,а. Початкова ділянка кривої *OA* характеризується інтенсивним зношуванням і називається ділянкою приробки (I – період припрацювання). На цій ділянці площа контакту задньої поверхні леза з поверхнею різання відносно мала, внаслідок чого на ній розвиваються значні питомі навантаження, що приводять до інтенсивного зношування. Гостро заточений інструмент, інтенсивно зношуючись, як би «пристосовується» до умов роботи. З появою площадки контакту шириною $h_з$ = 0,05...0,1 мм напруження, що діють на ній, знижуються і далі зношування переходить у стадію робочого (або нормального) зношування – ділянка *AB* (II – період нормальної роботи). При досягненні прийнятого значення зносу (критерію зношування) процес оброблення припиняють і роблять заміну зношеного леза. Час роботи інструмента до цього моменту називається **періодом стійкості** T (див. п. п. 7.5).

Якщо інструмент зношується одночасно по задній і по передній поверхнях (див. рис. 7.11, б), то на кривій зносу з'являється ділянка *BC* (рис. 7.17, б), що називається ділянкою «катастрофічного» зношування (III – період катастрофічного зношування). У цьому випадку розширення і поглиблення лунки зношування на передній поверхні і ширини фаски на задній можуть призводити як до теплового знеміцнення (втрати твердості) і пластичного руйнування («змащування») різальної кромки леза за рахунок підвищення температури у цій зоні; так і до крихкого руйнування – сколів і викришу-

вання. Продовження експлуатації інструмента у зоні катастрофічного зносу недоцільне через значне збільшення об'ємів руйнування леза, що призводять до зменшення ресурсу інструмента. Тому при досягненні зносу, величина якого наближається до встановленого граничного значення, виконують або перезагострювання інструмента, або заміну різальної кромки (при використанні змінних непереточуваних пластин (ЗНП)).

Для лунки на передній поверхні розрізняють декілька кривих зношування для кожного параметру (рис. 7.18). Глибина лунки $h_л$ змінюється аналогічно $h_з$. Фаска шириною f присутня тільки, коли є наріст; ширина лунки $b_л$ за час роботи практично не змінюється.

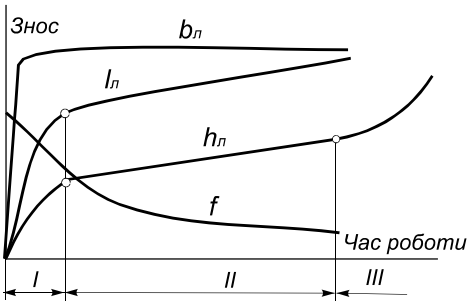


Рисунок 7.18. Криві зношування різального леза інструмента по передній поверхні

Довжина кожної ділянки і ступінь крутості кривих зношування визначаються режимами оброблення, геометрією леза, міцністю інструментального матеріалу та ін. Як правило, залежність між цими факторами встановлюється експериментально за допомогою статистичних формул виду:

$$h_з = C_h \cdot \tau^p \cdot V^m \cdot S^n \cdot t^q \ , \qquad (7.3)$$

наприклад, для обточування сталі $R_m = 820$ МПа твердим сплавом Т5К10 [15]:

$$h_з = C_h \cdot \tau^{0,7} \cdot V^{5,3} \cdot S^{3,2} \cdot t^{0,5} \ , \qquad (7.4)$$

де τ – час роботи інструмента.

Як видно, на величину зношування найбільший вплив чинить швидкість різання, потім подача і найменший – глибина різання, тобто залежність аналогічна впливу цих параметрів на температуру різання.

7.3.2. Фізична природа зношування різального інструменту

Принциповою особливістю умов контактування (тертя) при різанні є наявність тонкого шару оброблюваного матеріалу, загальмованого (прилиплого) на деякій частині контактних поверхонь інструмента. Причому зі збільшенням швидкості різання (збільшенням температури) товщина цього шару зменшується і при дуже високих температурах різання він може переходити навіть у рідкий стан. Таким чином, контактування оброблюваного матеріалу з інструментальним відбувається, як правило, через взаємодію із загальмованим шаром. Цей шар може перебувати у стійкому стані схоплювання з інструментальним матеріалом або (найчастіше) у нестійкому, коли спостерігається його переміщення по поверхнях інструменту.

В умовах стійкого стану, коли немає відносного переміщення на границі «інструментальний матеріал – загальмований шар», зношування на цих ділянках відсутнє. В умовах нестійкого стану, коли у загальмованому шарі тривають пластичні деформації зсуву і він, руйнуючись, переміщається по контактній поверхні інструментального матеріалу, спостерігаються процеси, що приводять до зношування у вигляді:

- поступового втомного виривання мікрочастинок;

- у вигляді переносу (дифузії) хімічних компонентів, що входять до складу інструментального матеріалу;
- у результаті взаємного розчинення з контактним шаром оброблюваного матеріалу;
- у вигляді створення рідкої розплавленої фази з більш легкоплавких нових з'єднань, утворених у результаті хімічного синтезу компонентів інструментального і оброблюваного матеріалів та газів навколишнього середовища.

Виходячи із цього, природу зношування лез різальних інструментів можна пояснити наступними фізичними явищами (зносами): ***абразивним, адгезійно-втомним, дифузійним, окисним (окислювальним) і зношуванням оплавленням (евтектичним)***.

Абразивне зношування *(абразивний знос)***.** Механізм абразивного зношування полягає у тому, що тверді включення в оброблюваному матеріалі, втискуючись у контактні поверхні інструмента, дряпають ці поверхні, залишаючи риски. Однак мікрорізання зі зняттям стружки відбувається не завжди. Найчастіше виникнення рисок на інструментальному матеріалі відбувається у результаті його пластичного розтискування убік при русі більш твердої частинки. Таким чином, чим більше у складі оброблюваного матеріалу буде твердих фаз (часток), тим більше число контактів з поверхнею леза інструмента відбудеться при їхньому взаємному переміщенні. При кожному новому контакті буде відбуватися чергове «різання – дряпання» або «розтискування» інструментального матеріалу, у результаті чого поверхня тертя у мікрооб'ємах інструментального матеріалу буде піддаватися процесам пластичного передеформування. Особливо сильно зношується через абразивний вплив задня поверхня, на якій з'являються заглиблення у вигляді рисок і канавок, паралельних руху різання.

У розглянутому випадку пластичних деформацій з утворенням рисок (слідів деформації) найбільш імовірний прояв механізму малоциклової втоми. Тому більш точною назвою для абразивного зношування є **абразивно-втомне зношування**.

Інтенсивність абразивно-втомного зношування зростає при збільшенні вмісту у сталях цементиту (твердість - 100 *HV*) і складних карбідів, у чавунах – цементиту і фосфідів, у силумінах – карбіду кремнію, у жароміцних сплавах – інтерметалідів, що зберігають свою твердість навіть при високих температурах різання.

Зі всіх структурних складових сталі найменшу зношувальну здатність має ферит (8 HV). За ним йде зернистий перліт (15...20 *HV*), зношувальна здатність якого тим менше, чим менші розміри зерен цементиту. Пластинчастий перліт (20…35 *HV*) значно інтенсивніше зношує різальний інструмент, тому що має велику абразивну здатність через пилкоподібний характер поверхні тертя з гострими карбідними кромками. Аустенітні сталі з незначним вмістом карбідів мають слабку зношувальну здатність. Важко обробляються сталі мартенситного класу з високим вмістом легуючих складових. Різальний інструмент особливо інтенсивно зношується елементами, що утворюють тверді карбіди (VC, MoC, WC, TiC).

При обробленні чавуну графіт відіграє роль внутрішнього змащення, зменшуючи тенденції до утворення наросту. Але наявність твердих фосфористих з'єднань і особливо цементиту досить сильно збільшує зношувальну здатність чавуну.

Контактні поверхні інструмента можуть також дряпатися частками наросту, що періодично руйнується, твердість якого значно (в 2...3 рази) перевершує твердість матеріалу, з якого він утворений.

Абразивне зношування посилюється при різанні у хімічно активних середовищах (наприклад, у чотирьоххлористому вуглеці), що послабляють опірність контакт-

них поверхонь інструмента дряпанню. Абразивна дія оброблюваного матеріалу стає тим сильнішою, чим менше відношення $HV_{\text{і}} / HV_{\text{м}}$. Внаслідок цього абразивний знос помітніше проявляється при обробленні інструментами з вуглецевих і швидкорізальних сталей (65..70 *HV*), чим при роботі твердосплавними інструментами, тому що твердість останніх значно вище (130..140 *HV*).

Цей вид зношування може відігравати вирішальну роль при обробленні заготовок із різко вираженими абразивними властивостями (чавунне литво, силумін, зварні шви, поковки зі штампувальною кіркою тощо). Абразивному зношуванню піддаються в основному різальні інструменти, що працюють при відносно низьких швидкостях і температурах різання (протяжки, мітчики, плашки і т.п.).

***Адгезійно-втомне зношування* (*адгезійне зношування*).** Під адгезійним зношуванням інструмента розуміється відрив утримуваних силами адгезії (схоплювання, холодного зварювання) дрібних часток інструментального матеріалу у процесі його переміщення відносно оброблюваного. Сприятливі для адгезії умови на контактних поверхнях інструмента створюються внаслідок високих тисків та утворення ювенільних (хімічно чистих) поверхонь. Напруження, що виникають при однократному розриві адгезійного зв'язку, як правило, недостатні для руйнування мікрооб'єму інструментального матеріалу. Тому руйнування переважно проходять в окремих зонах, де вже є значна кількість втомних тріщин, що з'являються у результаті попередніх циклічних навантажень при створенні і руйнуванні адгезійних містків зварювання. **Таким чином, відрив часток інструментального матеріалу силою адгезії є всього лише заключним етапом руйнування**, що відбувається тоді, коли міцність зв'язку часток з основою знижується внаслідок виникнення і розвитку втомних явищ у поверхневому шарі інструментального матеріалу.

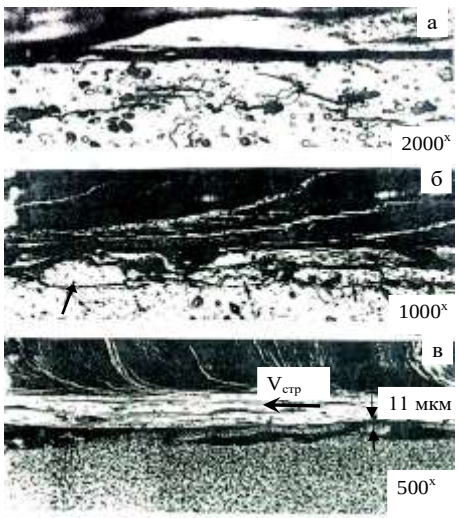


Рисунок 7.19. Адгезійно-втомне руйнування поверхневого шару інструментального матеріалу (швидкорізальна сталь) [9]

Адгезійно-втомне зношування часток різального інструменту може відбуватися або шляхом відриву, або пластичного зрізу. Відповідно механізм зношування має або крихку, або пластичну природу. На рис. 7.19,а показана картина розвитку у поверхневому шарі інструментального матеріалу сітки втомних тріщин, які, просуваючись до контактної поверхні, формують частинки (рис. 7.19,б), що відриваються і виносяться приконтактною поверхнею стружки з передньої поверхні (рис. 7.19, в) або поверхнею різання із задньої поверхні інструмента.

Число циклів навантаження до втомного руйнування мікрооб'ємів інструментальних матеріалів не є постійним, а залежить від їх фізико-механічних властивостей (тріщиностійкості, циклічній міцності) і температури різання.

Маса інструментального матеріалу, що видаляється з контактних поверхонь інструмента на одиницю шляху різання, залежить від міцності і твердості оброблювано-

го матеріалу. За інших рівних умов, чим менше відношення твердостей $HV_{\text{і}} / HV_{\text{м}}$, тим інтенсивніше зношування інструмента.

Специфічний характер адгезійного зношування визначає опірність інструментальних матеріалів цьому виду руйнування. Чим вища циклічна міцність і нижча крихкість інструментального матеріалу, тим вище його зносостійкість при рівній теплостійкості. Тому у зоні невисоких температур різання (до 500 ºС), коли теплостійкість інструментального матеріалу не має вирішального значення, зносостійкість твердих сплавів може бути нижчою, ніж у швидкорізальних сталей, що мають більше високу міцність і краще опираються циклічним навантаженням (рис.7.20).

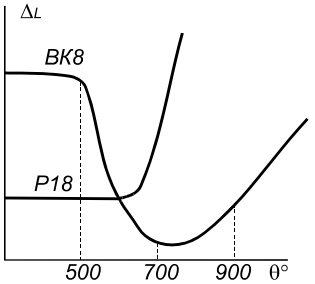


Рисунок 7.20. Залежність інтенсивності зношування різних матеріалів від температури різання [1]

Нагрівання твердих сплавів також сприяє підвищенню їхньої опірності контактним навантаженням за рахунок зменшення крихкості. Саме тому в інтервалі температур 500...750 ºС підвищення температури різання супроводжується зменшенням відносного зношування твердосплавного інструмента (див.рис.7.20).

Адгезійне зношування інструмента можна зменшити, застосовуючи рідини, що створюють на контактних поверхнях «захисні плівки» (окисні, масляні та ін.), які істотно зменшують сили адгезії і перешкоджають схоплюванню оброблюваного та інструментального матеріалів.

Окисне (окислювальне) зношування. Гіпотеза окисного зношування ґрунтується на відомому факті корозії твердих сплавів при нагріванні їх у середовищі кисню і незмінності властивостей поверхневих шарів сплавів при нагріванні їх в інертних газах (аргоні, азоті, гелію). Відповідно до цієї гіпотези при температурах різання 700…800 °С кисень повітря вступає у хімічну реакцію із твердим сплавом, причому, зі всіх можливих складових (фаз) у ньому (кобальт, карбіди вольфраму, титану, танталу) – найбільш сильно окисляється кобальт. Карбід титану утворює більш міцну плівку окислу у порівнянні з карбідом вольфраму. Внаслідок значної пористості металокерамічних твердих сплавів окисним процесам піддаються не тільки самі контактні поверхні інструмента, але і зерна твердого сплаву, що лежать на деякій глибині від цих поверхонь. Продуктами окислювання кобальтової фази є окисли Co_3O_4 і CoO, а карбідів – WO_3 і TiO_2. Їх твердість у 40...60 разів менша середньої твердості твердих сплавів. У результаті значного розм'якшення кобальтової зв'язки порушується «монолітність» сплаву за рахунок ослаблення зв'язків між зернами карбідів. Це створює сприятливі умови для виривання карбідних зерен силами тертя і адгезії, що діють на передній і задній поверхнях леза, і різкого підвищення інтенсивності зношування цих поверхонь.

Разом з тим, у випадку утворення тонких і досить міцних окісних плівок адгезія відбувається між плівками, що захищають інструмент від більш інтенсивного зношування шляхом виривання часток інструментального матеріалу. При утворенні більш товстих і рихлих окісних плівок інтенсивність зношування леза різко збільшується, тому що такі плівки легко руйнуються при його взаємодії з контактними поверхнями оброблюваної заготовки і стружкою.

Схильність твердих сплавів до окислювання визначається їхнім хімічним складом. Однокарбідні сплави окисляються сильніше, ніж двокарбідні. Зі збільшенням вмісту кобальту у твердому сплаві інтенсивність і швидкість окислювання зростають.

Розвитку корозійних явищ у значній мірі перешкоджає застосування при різанні інертних газових середовищ, наприклад, аргону, гелію, азоту, що істотно зменшує інтенсивність зношування інструмента.

Дифузійне зношування. При температурах різання вище 800…850 ºС зношування інструмента може переважно відбуватися у результаті дифузійного розчинення інструментального матеріалу в оброблюваному [2].

Можливість протікання дифузійних процесів на контактних поверхнях леза інструмента обумовлюється параболічним законом росту дифузійного шару (рис.7.21), за яким у початковий період дифузії швидкість розчинення надзвичайно велика, після чого із часом вона різко зменшується. Ці умови притаманні для процесу різання, де кожну мить вступають у контакт нові ділянки контактуючих поверхонь («передня поверхня – стружка» і «задня поверхня – поверхня різання»), у результаті чого постійно підтримується досить висока швидкість розчинення, властива початковому періоду дифузії.

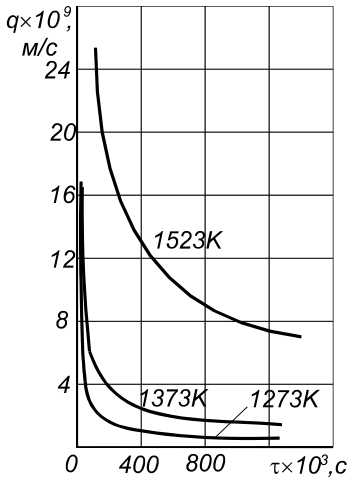


Рисунок 7.21. Зміна швидкості розчинення вольфраму у сталі залежно від часу дифузії і температури [17]

Інтенсивному дифузійному розчиненню матеріалів інструмента і оброблюваної заготовки при різанні сприяють наступні фактори:

- високі температури, що перевищують температуру початку хімічної взаємодії твердого сплаву з оброблюваним матеріалом;
- великі пластичні деформації контактних шарів, що приводять до повного контакту по всій номінальній поверхні;
- ювенільність поверхонь заготовки і частково інструмента.

Різні компоненти твердого сплаву дифундують в оброблюваний матеріал із різною швидкістю. Найшвидше дифундує вуглець, повільніше – вольфрам, кобальт і титан. У результаті неоднакової швидкості розчинення між інструментом, стружкою і поверхнею різання утворюються три дифузійних шари. Найбільш віддаленим від контактних поверхонь є шар, насичений вуглецем. Ближче до границі розділу розташований шар білого кольору, що представляє собою твердий розчин вуглецю і вольфраму, або вуглецю, вольфраму і титану у γ-залізі. Третій шар є інтерметалідом у вигляді залізо-вольфрамового або більш складного карбіду. Структурні перетворення у цьому шарі, розташованому практично на границі поділу твердого сплаву з оброблюваним матеріалом, відбуваються у результаті збідніння контактних поверхонь інструмента вуглецем і дифузії у твердий сплав заліза з оброблюваного матеріалу.

У порівнянні з основним масивом твердого сплаву третій шар є більш крихким і знеміцненим, що приводить до його зрізу рухомою стружкою і поверхнею різання. Отже, дифузійне зношування залежить не тільки від безпосереднього переносу атомів інструментального матеріалу у заготовку і стружку. У результаті дифузійних процесів у поверхневих шарах інструмента відбуваються структурні перетворення, що приводять до окрихчення і знеміцнення робочих поверхонь леза інструмента, які потім зрізаються і виносяться оброблюваною заготовкою і стружкою. **Таким чином, дифузійне зношування необхідно розглядати як результат двох процесів: власне дифузійного розчинення і диспергування (подрібнювання) та руйнування знеміцнених контактних поверхонь.**

При різанні інструментами з однокарбідних сплавів у їх дифузійному зношуванні у тій чи іншій мірі беруть участь обидва зазначених процеси. Зношування ж інструментів із двокарбідних сплавів відбувається трохи інакше. Титано-вольфрамові карбіди в оброблюваному матеріалі розчиняються значно повільніше, ніж вольфрамові. Тому на контактних поверхнях утворюються мікровиступи зерен з титано-вольфрамових карбідів, що ще не повністю розчинилися. Западини між цими зернами заповнюються оброблюваним матеріалом з контактних шарів стружки або поверхні різання, створюючи ділянки застою, що збільшує час дифузії і сповільнює дифузійне розчинення. Тому при високих швидкостях (температурах) різання двокарбідні сплави мають більшу зносостійкість, чим однокарбідні. Разом з тим при температурах різання $\theta<800$ °С, коли дифузійне розчинення практично не значиме, зносостійкість однокарбідних твердих сплавів мало відрізняється від двокарбідних, а іноді і перевершує її. Інтенсивність протікання дифузійних процесів помітно зменшується при застосуванні інструментальних матеріалів або зносостійких покриттів, хімічно інертних до оброблюваного матеріалу.

Зношування оплавленням (евтектичне). Такий механізм зношування досить часто проявляється при обробленні з високими швидкостями і температурами різання. Наприклад, при обробленні сталей інструментом з полікристалів кубічного нітриду бору (КНБ) температура різання може досягати значень 1200 ºС и вище [4]. У цьому випадку процес різання супроводжується утворенням на контактних поверхнях інструмента тонкого шару хімічних з'єднань, температура плавлення яких нижче, ніж температури плавлення оброблюваного та інструментального матеріалів. У результаті цього контакт інструмента зі стружкою і поверхнею різання відбувається через шар розплавленої фази, тобто у зоні контакту реалізується механізм контактно-реактивного плавлення. Це припущення підтверджується тим, що, наприклад, евтектика Fe–Fe_2B плавиться при температурі 1177 °С, а евтектики CrB_3 і Fe_4N при 1000…1100 °С. З огляду на те, що у контакті можуть утворюватися більше складні з'єднання, наприклад потрійні, температура їх плавлення може бути ще нижчою. Додатковою причиною утворення рідкої фази на контактних поверхнях інструмента є окислювання інструментального матеріалу, розм'якшення і плавлення борного ангідриду, наявного у складі КНБ.

З одного боку, утворення рідкої фази супроводжується зменшенням коефіцієнта тертя, що сприяє зменшенню відносного зношування, а з іншого – рідка фаза, що складається з хімічних елементів, що входять до складу інструментального й оброблюваного матеріалів, і компонентів навколишнього газового середовища, виноситься із зони контакту і осідає у вигляді «нальоту» на поверхнях інструмента поблизу контактних зон, а також розпорошується у навколишнє середовище у вигляді дрібних крапель, Таким чином утворення рідкої фази супроводжується руйнуванням контактних зон поверхонь леза і збільшенням зношування інструмента. На рис. 7.22 показані частки сферичної форми, що утворилися з матеріалу рідкої фази, викинутої із зони контакту у навколишнє середовище. Вони мають яскраво виражену дендритну структуру плавленого матеріалу. При різанні аналогічних матеріалів інструментами із твердого сплаву Т15К6 з покриттями TiC і TiN, і різальної кераміки ОНТ–20, ВОК60 ефекту утворення евтектик зі зниженими температурами плавлення виявлено не було.

Ефективними заходами зниження евтектичного зношування інструментів із КНБ є застосування МОТС із підвищеною мастильною дією або створення у зоні різання

умов (підведення азоту із покриття чи його подача іншим способом), що є інгібіторами реакцій взаємодії між оброблюваним та інструментальним матеріалами [44].



а) **б)**

Рисунок 7.22. Частки, що утворилися з матеріалу рідкої фази КНБ і викинуті із зони контакту леза зі стружкою у навколишнє середовище [4]

Інтегральний (сумарний) знос інструмента. Донині важко досить точно відповістити на запитання, які механізми зношування визначають працездатність інструмента у різних умовах його експлуатації? На рис. 7.23 приведена умовна схема впливу на стійкість інструмента різних механізмів зношування залежно від швидкості (температури) різання при обточуванні. Наприклад, адгезійно-втомне руйнування (2) істотно визначає інтенсивність зношування до середніх температур різання (~700 ºС), а абразивне зношування (1) має місце у всьому швидкісному (температурному) діапазоні.

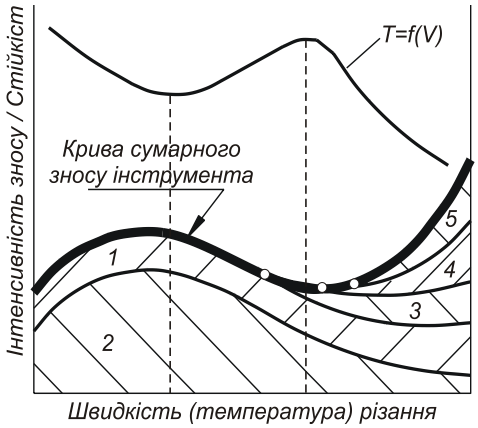


Рисунок 7.23. Вплив швидкості (температури) різання на інтенсивність зношування і стійкість різального інструменту: *1 – абразивне зношування; 2 – адгезійно-втомне зношування; 3 – окисне зношування; 4 – дифузійне зношування; 5 – евтектичне зношування*

Крім уже відзначених вище механізмів в області підвищених температур деяку роль грає явище «самозношування». Самозношування полягає у дряпанні контактних поверхонь інструмента зернами карбідів твердого сплаву, вирваними силами адгезії із цих же поверхонь, які пересуваються разом з контактним загальмованим шаром оброблюваного матеріалу.

Окисний (3), дифузійний (4) і евтектичний (5) зноси є термоактивованими процесами і їх внесок у сумарне зношування інтенсивно зростає з підвищенням температури. На механізми зношування можуть накладатися явища знеміцнення інструментального матеріалу у результаті дії високих температур і швидкостей деформації [28]. Процеси повзучості і динамічної рекристалізації швидкорізальної сталі приводять до інтенсивного її зношування при температурах різання вище 650…700 ºС. Тому при невисоких швидкостях (температурах) різання найкращу зносостійкість показують матеріали, здатні опиратися втомним процесам (більш тріщиностійкі): швидкорізальні сталі, тверді сплави групи ВК і ТТК. Зі збільшенням швидкості (температури) різання починають домінувати тверді сплави групи ТК, різальна кераміка і НТМ на основі алмазу і КНБ, що мають більш високу теплостійкість.

7.3.3. Критерії зношування різальних інструментів

При експлуатації інструмента в ході його зношування наступає момент, коли подальше різання має бути припинене і потрібна його заміна. Характеристиками непрацездатного стану різального інструменту (леза) є «**відмова різального інструменту**». **Критерій відмови різального інструменту (леза)** визначається у залежності від вимог до оброблення при виконанні конкретної технологічної операції [11].

Частковим випадком критерію відмови є досягнення **критерію зношування** різального інструменту (леза), під яким розуміють суму ознак (або одна вирішальна ознака), при появі яких робота інструментом має бути припинена. Найчастіше таким критерієм приймається максимально допустиме зношування задньої поверхні леза, після досягнення якого наступає його відмова. **Час роботи інструмента до досягнення ним критерію зношування називається періодом стійкості – *T*.**

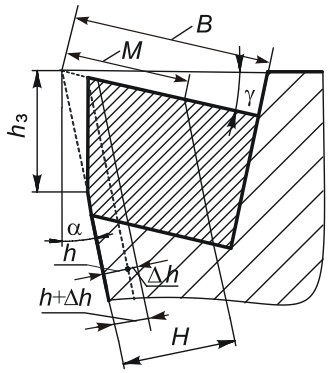


Рисунок 7.24. Схема переточування інструмента з напаяною пластинкою

Приведення після відмови робочої частини різального інструменту у працездатний стан називають **відновленням різального інструменту (леза)**. Відновлення леза здійснюється його загострюванням або заміною леза, що відмовило.

Найчастіше використовуються: **критерій оптимального зношування і технологічні критерії зношування**.

Критерій оптимального зношування. Цим критерієм користуються, якщо інструмент зношується одночасно як по задній, так і по передній поверхнях.

Під оптимальним зношуванням розуміють таку величину зносу, при якій повний період стійкості різального інструменту (ресурс роботи) досягає максимальної величини. Повним періодом стійкості називається сума періодів стійкості інструменту (леза) від початку різання новим інструментом (лезом) до досягнення граничного стану, коли повністю зношений інструмент направляється на утилізацію. Цей період стійкості з достатньою точністю визначають за формулою:

$$T_{\Sigma} = \kappa T \,, \tag{7.5}$$

де κ – число різальних кромок для ЗНП або $\kappa = i+1$ для інструмента, що загострюється;

i – число загострювань, що допускається інструментом.

Таким чином, T_{Σ} чисельно характеризує ресурс інструмента до того, як він буде направлений на утилізацію.

Коли конструкція різального інструменту передбачає застосування змінних неперетачуваних пластин (ЗНП), відновлення різальних властивостей інструмента виконують їх поворотом на наступну кромку (грань).

Якщо відновлення різального інструменту здійснюється загострюванням, то число переточувань i можна визначити зі схеми, представленої на рис. 7.24, де зображена зношена до $h_з$ частина леза різального інструменту. Для відновлення інструмента з його задньої поверхні має бути знятий шар інструментального матеріалу товщиною $h+\Delta h$, де h – частина товщини шару, що визначається величиною зношування $h_з$; Δh= 0,1...0,15 мм – додатковий шар, що включає допуск на загострювання і шар матеріалу, що видаляється для усунення дефектів, які утворюються під зношеною частиною задньої поверхні. Величину h можна визначити із формули:

$$h = h_з \frac{tg\alpha \cdot \cos(\alpha + \gamma)}{\cos\gamma}. \qquad (7.6)$$

Позначимо $\frac{tg\alpha \cdot \cos(\alpha + \gamma)}{\cos\gamma} = c$, тоді $h = ch_з$. (7.7)

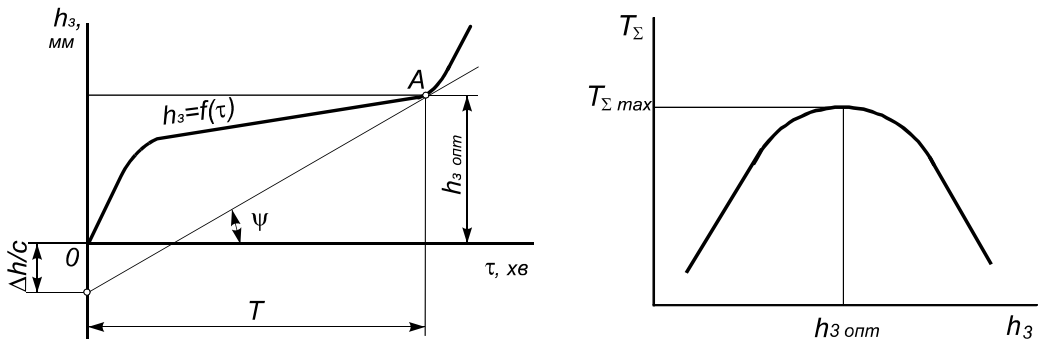
Розмір M, виміряний уздовж передньої поверхні, називається допустимою величиною сточування пластинки. Його конкретна величина визначається конструкцією інструмента. Для різців $M=2B/3$, де B– ширина пластинки у напрямку, перпендикулярному до головної різальної кромки. Розмір H шару інструментального матеріалу, що відповідає допустимій величині сточування M, дорівнює:

$$H=M\cdot cos(\alpha+\gamma). \qquad (7.8)$$

Звідси число допустимих переточувань та повний період стійкості T_Σ з урахуванням (7.5), відповідно рівні:

$$i = \frac{H}{h + \Delta h}; \quad \mathrm{T}_\Sigma = \left(\frac{H}{h + \Delta h} + 1\right) \cdot T = \left(\frac{H}{ch_з + \Delta h} + 1\right) \cdot T. \qquad (7.9)$$

Із виразу (7.9) видно, що повний період стійкості є функцією зносу $h_з$. Його збільшення приводить до росту періоду стійкості, але і до зменшення кількості загострювань та навпаки. Тому залежність між T_Σ і $h_з$ має екстремальний характер (рис. 7.25, б). Значення $h_з$, при якому повний період стійкості досягає максимуму, називається критерієм оптимального зношування $h_{з\,опт}$.



а) б)

Рисунок 7.25. Графіки для визначення величини критерію оптимального зношування

Для його знаходження необхідно вирішити задачу по знаходженню максимуму функції T_Σ або:

$$\frac{dT_\Sigma}{dh_з} = 0. \qquad (7.10)$$

Величину оптимального зношування можна визначити графічним методом. Для цього експериментально одержують криву зношування інструменту від часу різання, доводячи її до початку ділянки катастрофічного зношування (рис. 7.25,а). Далі на негативній частині осі ординат визначають точку, що відстоїть від початку координат на відстані,

рівній $\frac{\Delta h}{c} = \frac{0{,}15\cos\gamma}{tg\alpha \cdot \cos(\alpha+\gamma)}$. Проводячи із цієї точки дотичну до кривої зношування, визначають на ній точку А**.** Величина зношування у точці А і буде критерієм оптимального зношування $h_{з\ опт}$, при якому повний період стійкості досягає максимального значення (див. рис. 7.25,б)

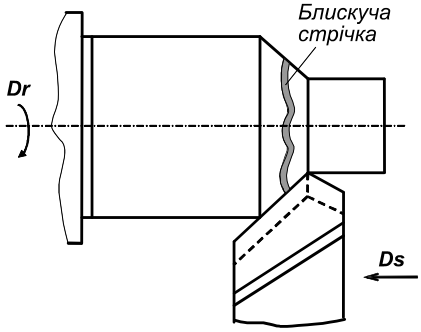


Рисунок 7.26. Блискуча стрічка на поверхні різання

$$T_{\Sigma\ max} = (i+1)T \rightarrow max\ .$$

Критерій оптимального зношування широко застосовують у лабораторних умовах при встановленні стійкісних залежностей для інструментів, призначених для чорнового і напівчистового обробленя. Застосування цього критерію у виробничих умовах доцільно у масовому виробництві, наприклад, на автоматичних лініях, при експлуатації дорогого інструмента і т.п.

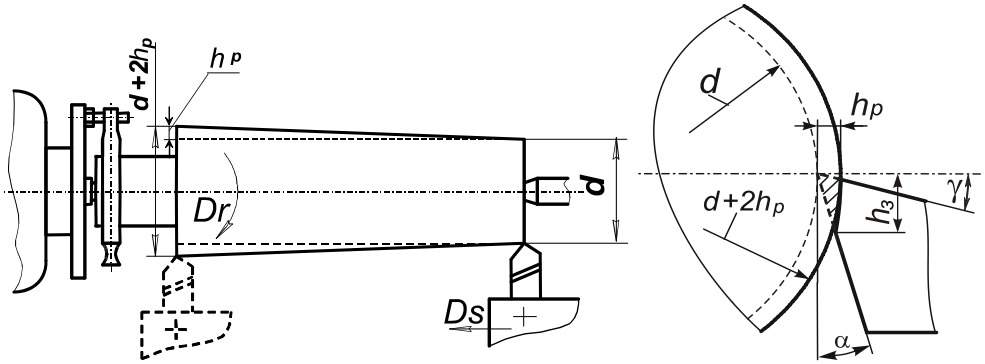
Досвід показує, що цей критерій відповідає максимальному зносу інструмента, що передує періоду катастрофічного зношування. Крім запропонованої точної методики його можна визначити по ряду непрямих ознак, серед яких при обточуванні застосовується ***ознака блискучої смужки.*** Різець вважається зношеним і потрібна його заміна, коли при обробленні сталі на поверхні різання з'являється блискуча смужка (рис. 7.26), а при обробленні чавуну – темні плями. Поява блискучої смужки відповідає початку третього періоду зношування (див. рис. 7.25,а), коли через значні зусилля різання на задній поверхні відбувається зминання деформованої поверхні різання і, як би її полірування. При подальшій роботі протягом 1...2 хв. може відбутися повне руйнування різального леза і різець остаточно вийде із ладу. Отже, цей критерій не можна застосовувати при чистовому обробленні, а також при роботі складними і дорогими інструментами.

Технологічні критерії зношування. Під технологічними критеріями зношування розуміють такі, при яких роботу інструмента припиняють за технологічними обмеженнями: різке збільшення шорсткості обробленої поверхні, що викликається зношуванням інструмента; втрата інструментом необхідного розміру; різке підвищення однієї або декількох складових зусилля різання; виникнення вібрацій у технологічній системі; надмірне нагрівання деталі і т.п.

Наприклад, вплив зношування різця у радіальному напрямку на зміну діаметра обробленої поверхні при обточуванні показано на рис. 7.27. На початку роботи діаметр обробленої поверхні дорівнює d. У процесі різання по мірі збільшення зношування різця цей розмір збільшується, і при розмірному зношуванні $h_р$ (рис. 7.27,б) він буде $(d+2h_р)$.

Поступова відмова різального інструменту (леза), що наступає після досягнення розміром, формою або розташуванням обробленої поверхні границі поля допуску називається **точнісною відмовою різального інструменту**, а стійкість інструмента, що відповідає граничній величині зношування у напрямку забезпечуваного розміру, називають ***розмірною стійкістю***.

До переваг критерію підвищення сил різання можна віднести можливість автоматичної зупинки верстата при досягненні потужності, що відповідає критичному стану інструмента, що і використовується у сучасних верстатах з ЧПК.



а) **б)**

Рисунок 7.27. Схема впливу зношування різця на розмір обробленої поверхні [34]

Як правило, за технологічним критерієм інструмент потребує заміни при зносі, меншому, чим при інших критеріях. Це пояснюється тим, що зміна розміру обробленої поверхні і вихід її за поле допуску або погіршення якості обробленої поверхні внаслідок зносу інструмента наступає раніше, ніж зношування досягне кінця другого періоду (див. рис. 7.25, а).

Технологічні критерії зносу в основному використовуються при дослідженні процесу різання і експлуатації інструментів, призначених для чистового (остаточного) оброблення.

7.3.4. Рекомендації з призначення максимально допустимого зношування інструментів

У виробничій практиці при експлуатації інструментів, що загострюють, широко використовується поняття – ***максимально допустиме*** зношування (величина допустимого зносу) інструмента. При досягненні величини максимально допустимого зношування інструмента необхідно відновити його різальні властивості. Перевищення величини максимально припустимого зношування різко скорочує ресурс інструменту і відповідно збільшує витрату його на виконання конкретної технологічної операції. Останнє часто приводить до істотного зростання собівартості операції, виконуваної інструментом, оскільки у сумі витрат, що її визначають, частка витрат, пов'язаних з експлуатацією інструмента, може бути досить значною. Тому дотримання у виробничих умовах допустимих норм зношування є основою раціональної експлуатації інструмента.

Величина максимально допустимого зношування використовується для розрахунку норм витрати інструменту при виконанні тієї або іншої технологічної операції, її собівартості, прогнозування необхідної кількості інструментів, ціни виробу і т.п. Величина максимально допустимого зношування залежить від виду і матеріалу різальної частини інструмента, а також умов його експлуатації.

Для токарних різців із пластинками з твердих сплавів при обробленні сталей і чавунів, як правило, розглядають допустиме зношування по задній поверхні (рис. 7.28). Зношування передньої поверхні різко проявляється лише при повному зношуванні різця, коли буде практично повністю знищена перемичка f між різальною кромкою і лункою зношування (див. рис. 7.11,б, в). Допустима величина лінійного зносу задньої поверхні $h_{з\ доп}$ при чорновому обробленні прохідними різцями: сталей $h_{з\ доп}$ = 0,8…1 мм; чавунів з подачею $S \le 0{,}3$

мм/об – $h_{з\ доп}$ = 1,4…1,7 мм; чавунів з подачею S > 0,3 мм/об – $h_{з\ доп}$ = 0,8…1,0 мм. При чистовому обробленні прохідними різцями: сталей $h_{з\ доп}$ = 0,5…0,6 мм; чавунів $h_{з\ доп}$ = 0,6…0,8 мм. Для різців з керамічними пластинками $h_{з\ доп}$ = 0,6…0,8 мм. Для відрізних різців $h_{з\ доп}$ = 0,8…1,0 мм. Зношування різців при обробленні високоміцних і жароміцних сплавів протікає більш інтенсивно, ніж при різанні звичайних конструкційних сталей і сплавів та досягає катастрофічного характеру при меншій величині $h_{з\ доп}$ = 0,5...0,6 мм.

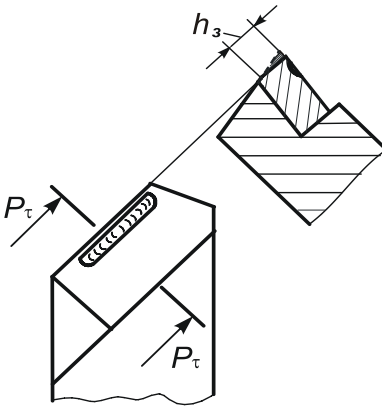


Рисунок 7.28. Схема зношування токарного різця

Гвинтові свердла при обробленні сталей зношуються по передніх і задніх поверхнях (рис. 7.29). При обробленні чавуну передня поверхня свердла практично не зношується. Зношування перехідної кромки (перемички) вважається ненормальним, тому що воно може відбуватися тільки або у результаті неправильного загострювання свердла, або через недостатню твердість інструментального матеріалу після термооброблення. Знос задньої поверхні уздовж головної кромки нерівномірний і зростає від перемички до вершин свердла. На відміну від різців лунка зношування на передній поверхні утворюється не уздовж всієї головної різальної кромки, а тільки біля вершин лез у тім місці, де головна кромка сполучається з допоміжною (стрічкою).

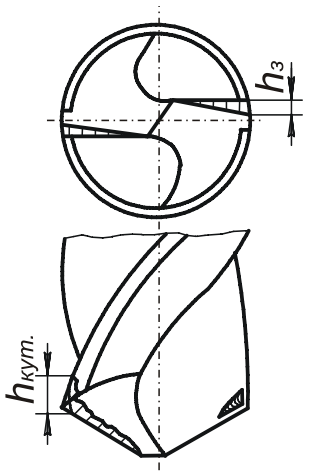


Рисунок 7.29. Схема зношування гвинтового свердла

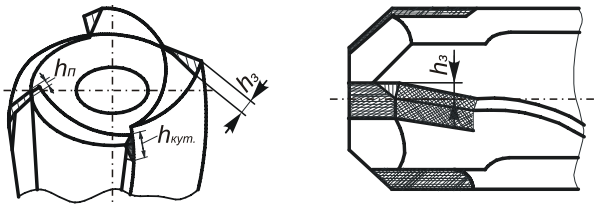
Зношуванню також піддається допоміжна задня поверхня, на якій біля кутика свердла з'являються сліди зносу. Це приводить до округлення кутиків сполучених лез свердла на величину $h_{кут}$ (рис. 7.29). Ця величина округлення кутиків за певних умов може бути лімітуючим зношуванням, а $h_{кут}$ прийматися як критерій зносу $h_{кут\ доп}$.

При обробленні з охолодженням сталей і чавунів свердлами із швидкорізальних сталей приймається допустима величина зношування по задній поверхні біля вершин $h_{з\ доп}$: при діаметрі до 20 мм – $h_{з\ доп}$ = 0,6...0,8 мм; при діаметрі понад 20 мм – $h_{з\ доп}$ = 0,8...1,0 мм. При роботі без МОТС свердлами із швидкорізальних сталей, як допустима величина зношування приймається знос по кутиках сполучених лез $h_{кут\ доп}$: при діаметрі до 20 мм – $h_{кут\ доп}$ = 0,5...0,8 мм; при діаметрі понад 20 мм – $h_{кут\ доп}$ = 0,8...1,2 мм.

При свердлінні чавунних заготовок свердлами, оснащеними твердим сплавом, як допустима величина зношування приймається $h_{кут\ доп}$ = 0,5...1,2 мм. При свердлінні цими ж свердлами заготовок із важкооброблюваних матеріалів, як величина допустимого зношування приймають зношування по задній поверхні $h_{з\ доп}$ = 0,35...0,5 мм.

Зенкери зазвичай зношуються по задній і по передній поверхнях (з утворенням невеликої лунки), а також по кутиках і по стрічці (рис. 7.30, а). За допустиме затуплення зенкерів зі швидкорізальної сталі приймають зношування по задній поверхні $h_{з\ доп}$: при обробленні конструкційних вуглецевих і легованих сталей з охолодженням $h_{з\ доп}$ = 1,2...1,5 мм; при обробленні жароміцної сталі Х18Н9Т з охолодженням $h_{з\ доп}$ = 0,4 мм.

Для зенкерів, оснащених пластинками із твердого сплаву, допустимою величиною затуплення приймається знос по задній поверхні біля стрічки $h_{з\ доп}$ (рис. 7.30,б). Його величина наведена у промислових нормативах. Наприклад, при обробленні хромокремнійомарганцовистої сталі з охолодженням, що має R_m = 1150...1700 МПа, допустимий знос $h_{з\ доп}$ = 0,6 мм.



а) б)

Рисунок 7.30. Схема зношування зенкерів:
а – швидкорізального; б – оснащеного пластинками із твердих сплавів

Розвертки, що зрізують дуже тонкі шари металу, зношуються в основному по задніх поверхнях і кутиках (вершинах) у місці переходу різальної частини у калібрувальну (рис. 7.31). При цьому внаслідок зношування зубів розвертки збільшується шорсткість обробленої поверхні і знижується точність розмірів отвору. Тому за допустиме зношування розвертки приймають таке, при якому оброблений розверткою отвір перестає задовольняти технічним умовам, тобто виходить за межі допуску або погіршується якість поверхні отвору. Максимально допустимими величинами зносу розверток зі швидкорізальної сталі є: $h_{кут\ доп}$ = 0,6...0,8 мм при обробленні вуглецевих і легованих сталей з охолодженням і $h_{кут\ доп}$ = 0,25...0,3 мм при обробленні з охолодженням важкооброблюваних сталей і сплавів.

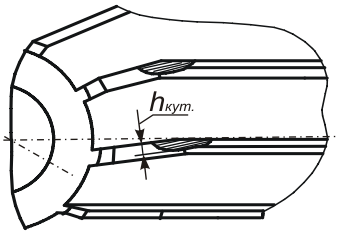


Рисунок 7.31. Схема зношування розверток

За максимально допустиме затуплення твердосплавних розверток приймають зношування по задній поверхні різальної частини: $h_{з\ доп}$ = 0,4...0,7 мм при обробленні незагартованих сталей і $h_{з\ доп}$ = 0,35...0,4 мм при обробленні загартованих сталей.

Мітчики і **плашки** при обробленні як сталей, так і чавунів зношуються тільки по задній поверхні. Максимальне зношування по задній поверхні концентрується у місці переходу від різальної частини до калібрувальної. Величина допустимого зносу машинних мітчиків і плашок при обробленні сталей дорівнює $h_{кут\ доп}$ =0,125d_0, мкм і чавуну – $h_{кут\ доп}$ = 0,07d_0, мкм (d_0 – діаметр різі).

Циліндричні, кінцеві і дискові фрези зношуються тільки по задній поверхні уздовж усієї робочої ділянки леза (рис. 7.32), поступово збільшуючись по ширині від точки леза, що першою вступає у контакт зі зрізуваним шаром, до точки, що виходить із контакту останньою. Величини допустимих значень зносу задньої поверхні $h_{з\ доп}$ циліндричних фрез із швидкорізальних сталей приймаються: при чорновому обробленні сталей $h_{з\ доп}$ = 0,4...0,6 мм, при чистовому – $h_{з\ доп}$ = 0,15...0,25 мм; при чорновому обробленні чавуну $h_{з\ доп}$ = 0,5...0,8 мм, при чистовому – $h_{з\ доп}$ = 0,2...0,3 мм.

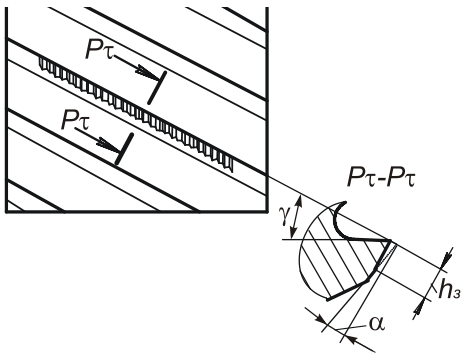


Рисунок 7.32 – Схема зношування осьової (циліндричної) фрези

Зношування **торцевих фрез** подібно зношуванню різців (рис. 7.33). При обробленні сталей ножі фрези зношуються по задній і передній поверхнях. Фрези із швидкорізальних сталей при

оброблені чавуну зношуються тільки по задніх поверхнях, твердосплавні – по задніх і передніх поверхнях. Величини допустимих зносів фрез приймаються: із швидкорізальної сталі при чорновому обробленні сталей і чавунів $h_{з\ доп}$ =1,5...2 мм, при чистовому – $h_{з\ доп}$ = 0,3...0,5 мм; із твердих сплавів при обробленні сталей: $h_{з\ доп}$ = 1...1,2 мм, чавуну – $h_{з\ доп}$ = 1,5...2 мм.

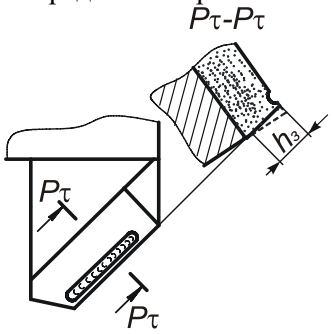


Рисунок 7.33. Схема зношування ножа торцевої твердосплавної фрези

Протяжки зношуються тільки по задній поверхні (рис. 7.34). Із ростом ширини площадки зношування одночасно росте радіус кривизни різальної кромки леза. Ширина площадки зносу уздовж головного леза у загальному випадку неоднакова. Найбільша величина спостерігається на кутиках стружкоподільних канавок або викружок у точках перетину головного леза з допоміжними. Допустима ширина $h_{кут\ доп}$ при обробленні сталей і чавуну: у шпонкових і шліцьових протяжок – $h_{кут\ доп}$ = 0,3...0,4 мм, у круглих – $h_{кут\ доп}$ = 0,2...0,3 мм.

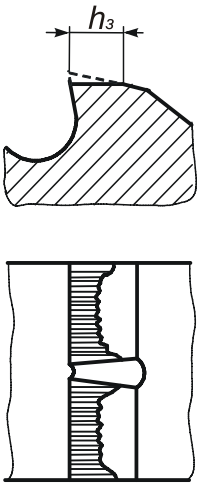


Рисунок 7.34 – Схема зношування плоскої протяжки

Більш об'єктивним показником зношування протяжки є округлення різальної кромки. При досягненні радіусом округлення певного значення різко збільшується шорсткість обробленої поверхні, а на лезах протяжки з'являються сліди викришування. При протяганні деталей із шорсткістю обробленої поверхні $R_a = 5$ мкм граничні величини радіуса округлення становлять: ρ = 0,02 мм при підйомах зубів S_z =0,01...0,04 мм і ρ = 0,03...0,04 мм при підйомах зубів S_z = 0,05...0,3 мм.

Використання допустимої величини радіуса округлення ρ як критерію зношування у виробничих умовах є досить складним через труднощі його виміру. Тому цей критерій можна використовувати тільки у лабораторних умовах при дослідженні процесу протягання.

7.4. Стійкість інструмента і швидкість різання, що допускається його різальними властивостями

7.4.1. Основні поняття про стійкість інструмента. Методи одержання стійкісних залежностей

Здатність різального інструменту зберігати працездатними свої контактні поверхні і леза називають **стійкістю інструмента**, а час T, протягом якого це відбувається (як уже вказувалось) – **періодом стійкості**. Період стійкості дорівнює часу роботи інструмента між двома його загострюваннями або заміною різальної кромки. Період стійкості будь-якого інструмента залежить від виду, механічних і теплофізичних властивостей оброблюваного та інструментального матеріалів, геометрії інструмента, параметрів режиму різання і застосовуваної МОТС. Стійкісні і швидкісні залежності донині встановлюють винятково експериментально

Для встановлення зв'язку між періодом стійкості T і, наприклад, швидкістю різання V всі параметри процесу різання, крім швидкості, зберігають постійними. Потім

послідовно змінюють швидкість різання і при кожному її значенні зношують інструмент, одержуючи криві зношування $h_з = f(\tau)$ (рис. 7.35).

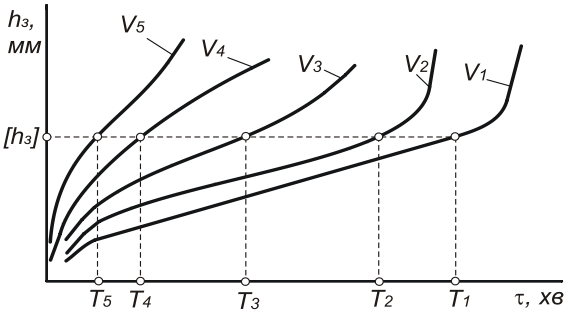


Рисунок 7.35. Криві зношування інструментів

Криві зношування є основним експериментальним матеріалом для одержання залежності $T=f(V)$. Задаючись критерієм зношування задньої поверхні $[h_з]=const$ для кожної швидкості різання, за кривими зношування знаходять відповідні періоди роботи інструмента до досягнення цього критерію – тобто його періоди стійкості T_i. Такі досліди дублюють кілька разів, остаточно приймаючи період стійкості T_i як середнє значення результатів у кожному досліді.

Зв'язок між швидкістю різання V і періодом стійкості T при обробленні чавуну інструментами зі швидкорізальних сталей та однокарбідних твердих сплавів виражається монотонно падаючою кривою 1 (рис. 7.36), що нагадує гіперболу. Такою ж кривою зображується зв'язок між V і T при обробленні вуглецевих та легованих конструкційних сталей інструментами зі швидкорізальних сталей. При обробленні конструкційних вуглецевих і легованих сталей, жароміцних сталей і сплавів та деяких інших матеріалів інструментами із однокарбідних і двокарбідних твердих сплавів залежність між V і T зображується більш складною кривою 2, що має кілька перегинів. Апроксимацію кривої 1 і ділянки *вг* кривої 2 виконують степенною функцією:

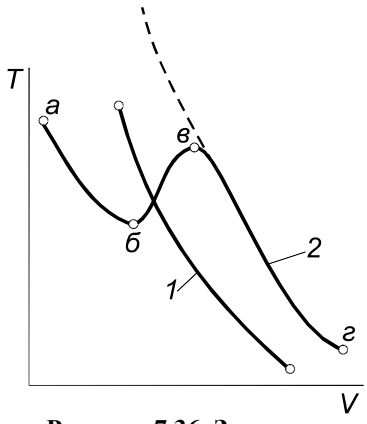


Рисунок 7.36. Загальна залежність періоду стійкості *T* інструмента від швидкості різання *V*

$$T = \frac{C_1}{V^{m_1}}, \qquad (7.11)$$

у якій показник степеню m_1 визначає силу впливу швидкості різання на стійкість. Постійна C_1 характеризує оброблюваний та інструментальний матеріали, геометричні параметри інструмента, застосовувану МОТС, а також глибину різання і подачу, з постійними значеннями яких ведеться оброблення при одержанні цієї емпіричної формули. Тобто, для заданих умов оброблення $C_1 = const$, із чого випливає, що $V^{m_1}T = const$.

Залежність (7.11) уперше була встановлена Ф.Тейлором [25], тому зветься «**формула Тейлора**».

Величину показника m_1 легко визначити графічно, якщо застосувати метод випрямлення експериментальних кривих шляхом логарифмування функції (7.11). Якщо на координатних осях відкладати не абсолютні числові значення V і T, а їхні логарифми, то одержимо рівняння прямої $lgT = lg\ C_1 - m_1 lgV$, тангенс кута нахилу якої до осі lgV і є шуканий показник степеню m_1 (рис. 7.37):

$$m_1 = tg\psi = \frac{a}{b}.$$

Із фізичної точки зору показник степеню m_1 характеризує «чутливість» інструментального матеріалу до зміни швидкості різання при різних видах оброблення: чим він менше, тим у меншій мірі буде зменшуватися стійкість інструмента зі збільшенням

швидкості різання і навпаки. Показник m_1 визначається дослідним шляхом і залежить від оброблюваного та інструментального матеріалу, товщини зрізуваного шару, виду і умов оброблення. Чим нижче зносостійкість матеріалу різальної частини інструмента і важче умови різання, що викликають підвищення тепловиділення і температури, тим більше величина m_1. Для прохідних, підрізних і розточувальних різців зі швидкорізальної сталі при обробленні сталевих заготовок із охолодженням – $m_1 = 8$; для інструментів, оснащених пластинками із твердих сплавів, залежно від виду оброблення m_1 =3,3...8. Експериментально встановлено, що при обточуванні більшості оброблюваних матеріалів інструментами із твердих сплавів $m_1 \approx 5$.

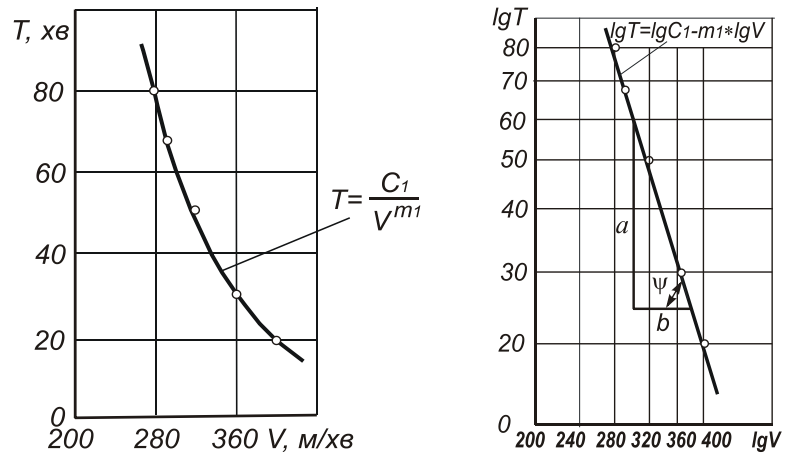


Рисунок 7.37. Залежність між швидкістю різання і періодом стійкості [34]:
а – у простих координатах; б – у логарифмічних координатах (сталь 45; R_m = 450 МПа; Т15К6; t =2 мм; S = 0,4 мм/об)

Із формули (7.11) чітко видно силу взаємного впливу параметрів $T - V$. Так, для збільшення T у два рази досить змінити V в $1/(2)^{1/8}$, тобто у 1,09 рази. У той же час, збільшення V у два рази викликає зменшення T у 2^8=256 разів.

Знаючи період стійкості T_1 при швидкості V_1, за вказаною вище залежністю (7.11) можна визначити період стійкості T_2 при швидкості V_2 (при інших однакових умовах різання). Із рівняння $V^{m_1}T = C_1 = const$ витікає, що $V_1^{m_1}T_1 = V_2^{m_1}T_2$, звідки:

$$\left(\frac{V_1}{V_2}\right)^{m_1} = \frac{T_2}{T_1}, \qquad T_2 = T_1\left(\frac{V_1}{V_2}\right)^{m_1} \qquad (7.12)$$

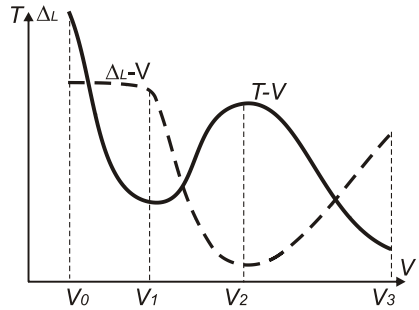


Рисунок 7.38. Взаємозв'язок між інтенсивністю зношування і стійкістю інструмента [1]

Немонотонність залежності $T - V$ (див. рис 7.36) можна пояснити характером зміни відносного лінійного зношування $\Delta_L - V$ (див. рис 7.20 і формулу (7.2)) . На ділянці $V_0 - V_1$, де інтенсивність відносного (в основному – адгезійного) зношування приблизно постійна (рис. 7.38), як випливає з формули (7.2), період стійкості T має зменшуватися.

При $V > V_1$ відбувається розм'якшення зерен твердого сплаву і зон адгезійного схоплювання,

збільшення циклічної міцності і зменшення відносного (адгезійного) зношування. Тому T збільшується.

При швидкостях $V > V_2$ зростає інтенсивність дифузійних і окислювальних процесів, через що інтенсивність зношування збільшується і стійкість падає.

Слід зазначити, що визначення стійкості за співвідношенням (7.12) правомірно тільки у діапазоні швидкостей, де отримана апроксимуюча залежність $T = f(V)$. Це крива 1 у всьому діапазоні і крива 2 на ділянці *вг*, де вона має спадаючий характер (див. рис. 7.36). У зонах малих швидкостей для кривої 2, що практично не застосовуються для твердих сплавів, залежність $T = f(V)$ не монотонна і співвідношення (7.12) дає багатократно завищені і нереальні значення стійкості інструмента [1] (пунктирна лінія на рис. 7.36).

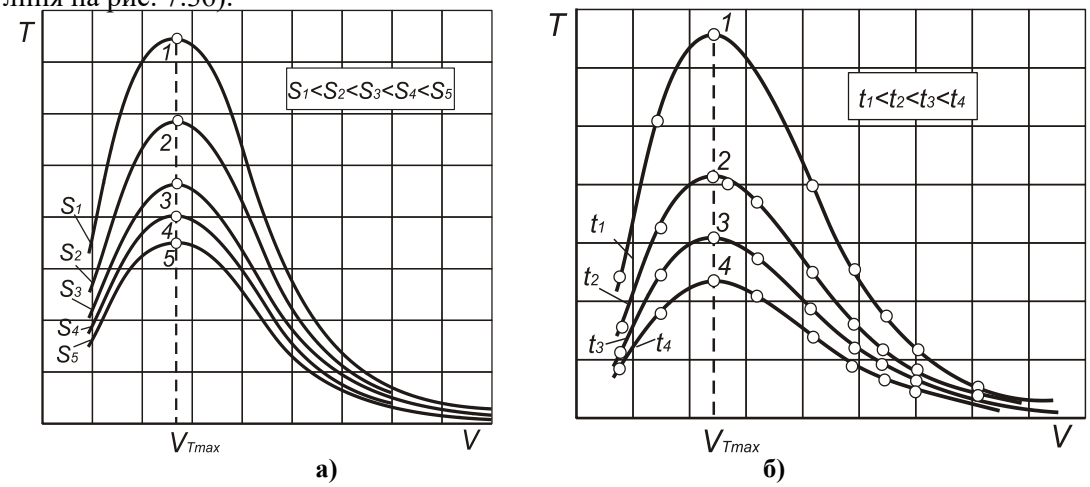


Рисунок 7.39. Графіки залежності *T–V*, при різних значеннях подачі (а) і глибини різання (б) [35]

Використовуючи аналогічну методику стійкісних експериментів, одержують залежності стійкості від подачі і глибини різання (рис.7.39), що апроксимуються степенними формулами виду:

$$T = \frac{C_2}{t^p} \text{ і } T = \frac{C_3}{S^q}.$$

Ці часткові формули можуть бути об'єднані в одну загальну, що включає всі три параметри режиму різання:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} S^q t^p}. \qquad (7.13)$$

В отриманій формулі практично завжди виконується умова $m_1 > q > p$. Тобто, вплив швидкості різання завжди набагато сильніший, ніж подачі чи глибини різання. З огляду на те, що аналогічна залежність характерна і для температури різання (6.26), і для зношування інструмента (7.3), можна зробити висновок, що на спадаючій ділянці залежності *T–V* (див. рис. 7.36), головна причина зменшення періоду стійкості пов'язана з підвищенням температури різання.

З огляду на прямий зв'язок між технологічними (S і t) і геометричними (a і b) параметрами зрізуваного шару (див. формули (2.17, 2.18)), можна зробити висновок, що, для того щоб період стійкості інструмента був якомога більшим, необхідно при

постійній площі перетину зрізуваного шару збільшувати ширину за рахунок зменшення його товщини, тобто прагнути працювати з можливо більшим відношенням *b/a*. Установлена закономірність має універсальний характер і справедлива не тільки для обточування, але і для будь-якого іншого виду робіт (свердління, торцевого фрезерування, протягування і т.п.). Вона дозволяє визначати раціональні схеми зрізання припуску і конструкції інструментів.

У виробничих умовах частіше доводиться вирішувати задачу визначення одного зі складового режиму різання для забезпечення заданого періоду стійкості. З огляду на силу впливу режимних параметрів, найбільше доцільно визначати швидкість різання. Розв'язуючи рівняння (7.13) відносно *V*, одержимо:

$$V = \frac{C_4^{\frac{1}{m_1}}}{T^{\frac{1}{m_1}} S^{\frac{q}{m_1}} t^{\frac{p}{m_1}}}.$$

Позначивши $C_4^{\frac{1}{m_1}} = C_V$, $\frac{1}{m_1} = m$, $\frac{q}{m_1} = y_V$, $\frac{p}{m_1} = x_V$, остаточно будемо мати:

$$V = \frac{C_V}{T^m t^{x_V} S^{y_V}} \quad . \tag{7.14}$$

7.4.2. Вплив умов оброблення на період стійкості інструмента

***Передній кут* γ.** При збільшенні переднього кута з одного боку зменшуються степінь деформації, сили різання і тепловиділення, що сприяє зниженню температури різання, а отже, підвищенню стійкості інструмента. Але при цьому зменшуються кут загострення і об'єм (маса) різальної частини леза, що неминуче супроводжується погіршенням умов тепловідводу, а отже, ростом температури різання (див.рис.6.44) і збільшенням зношування інструмента. Підвищеному зносу інструмента сприяє і зменшення міцності різального леза зі збільшенням переднього кута.

Тому при малих значеннях кута γ, превалює перший фактор (поліпшення умов різання). Однак з деякого значення кута $\gamma_{опт}$ починає переважати другий фактор (погіршення умов тепловідводу і зменшення міцності леза), що приводить до збільшення зношування (можливо і викришування різальної кромки) і зниженню стійкості.

Наявність двох протилежних впливів приводить до того, що залежність $T = f(\gamma)$ виражається екстремальною кривою (рис. 7.40). Величина оптимального переднього кута $\gamma_{опт}$, що забезпечує максимальний період стійкості інструмента, визначається видом і механічними властивостями оброблюваного та інструментального матеріалів. Чим

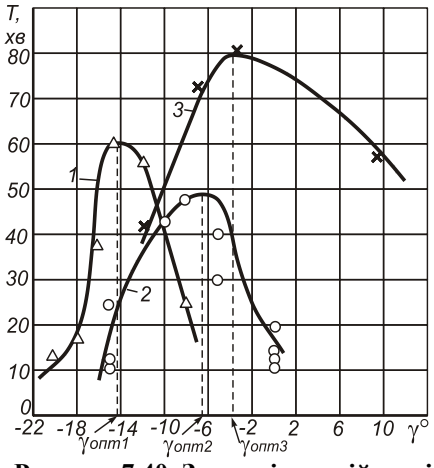


Рисунок 7.40. Залежність стійкості інструмента від переднього кута при обробленні різних сталей мінеральною керамікою ЦМ332 [33]: *1 – сталь 30ХГСА, R_m = 1800 МПа; 2 – сталь 30ХГСА, R_m =700 МПа; 3 – сталь 45, R_m = 650 МПа*

вище міцність і твердість оброблюваного матеріалу, тим більша кількість виділеного тепла і вище температура різання. Тому зі збільшенням границі міцності і твердості оброблюваного матеріалу величина оптимального переднього кута зменшується.

Зі зменшенням міцності інструментального матеріалу оптимальний передній кут також зменшується, що пов'язане з необхідністю зміцнення різального леза. Тому передній кут $\gamma_{\text{опт}}$ інструментів зі швидкорізальних сталей більший, ніж твердосплавних, які у свою чергу мають більший кут $\gamma_{\text{опт}}$, чим інструменти з мінеральної кераміки і НТМ.

М. Н. Ларіним [30] були запропоновані наближені формули для розрахунку оптимального переднього кута інструментів зі швидкорізальних сталей і твердих сплавів, що мають плоску передню поверхню. Для інструментів зі швидкорізальних сталей:

$$\gamma^{o}_{\text{опт}} = 42 - \frac{55}{K_{LC}}, \tag{7.15}$$

де K_{LC} — «стандартний» коефіцієнт усадки стружки, визначений за наступних умов: передній кут різця γ = 10°, товщина зрізуваного шару a = 0,5 мм, швидкість різання V = 10 м/хв.

Для інструментів, оснащених твердим сплавом, при обробленні сталей:

- при $R_m < 800$ МПа; $\gamma°_{\text{опт}} = 2{,}14 \cdot 10^{23} / R_m^8$;
- при $R_m = 800 \ldots 1200$ МПа; $\gamma°_{\text{опт}} = -5{,}83 \cdot 10^{-24} \cdot R_m^8$; (7.16)
- при обробленні чавуну $\gamma°_{\text{опт}} = 17{,}2 - 0{,}066 \cdot \text{НВ}$.

Наприклад, оброблення сталі з R_m = 600 МПа вимагає оптимального значення переднього кута $\gamma_{\text{опт}} \approx 15^{\circ}$, а при R_m = 800 МПа він буде дорівнює $\gamma_{\text{опт}} \approx 1{,}5^{\circ}$.

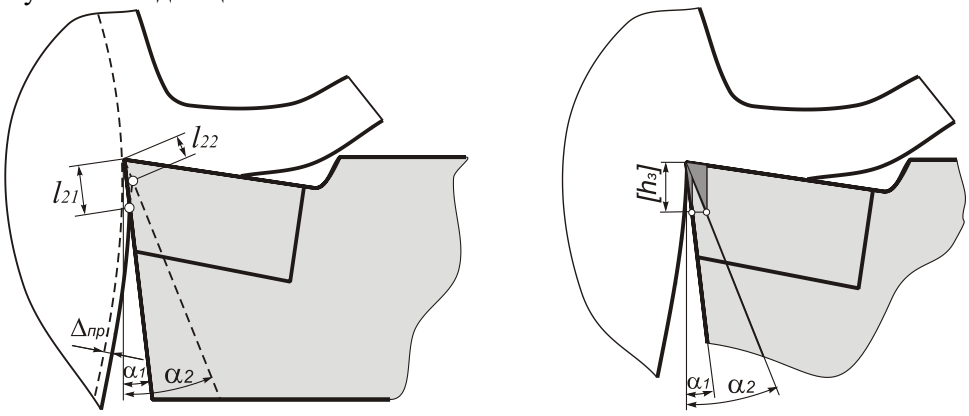
Передній кут негативним призначають тільки для інструментів твердосплавних і оснащених мінеральною керамікою у тих випадках, коли різальне лезо інструмента при позитивному передньому куті не у змозі витримувати без руйнування напруження, що виникають від діючих на передній і задній поверхнях сил. Для твердих сплавів це має місце при чорновому обробленні сталей із R_m > 800 МПа і при переривчастому різанні. Збільшення міцності інструмента при негативному передньому куті відбувається з наступних причин:

1) зростає кут β, що збільшує масу леза і його міцність;

2) у різальному лезі виникають переважаючі стискаючі напруження, що краще сприймаються твердим сплавом і керамікою (див. рис. 7.5).

Створюючи за рахунок негативного переднього кута напружений стан з домінуванням стискаючих напружень у більшій частині леза, можна краще використати властивість твердих сплавів добре опиратися стискаючим напруженням і підвищити міцність інструмента. Слід визнати помилковим надання негативного переднього кута плоскій різальній частині інструмента, коли міцність леза достатня і при позитивному куті γ. Це приведе до росту степеню деформації зрізуваного шару, складових сил різання, кількості виділеного тепла і температури різання, що погіршує умови експлуатації інструмента. Виходячи із цього, інструменти зі швидкорізальних сталей, що мають достатню міцність, ніколи не конструюють із негативними передніми кутами.

Задній кут α**.** Крім забезпечення свободи переміщення задньої поверхні відносно поверхні різання задній кут зменшує тертя між ними. Із рис. 7.41,а видно, що чим більший задній кут α, тим менше ширина l_2 площадки контакту інструмента з поверхнею різання (обумовлена пружним відновленням), у межах якої фактичний задній кут дорівнює нулю. Це приводить до зменшення сили тертя на задній поверхні (особливо у початковій стадії зношування); меншою буде кількість тепла, що виділяється і проходить через задню поверхню. Все відмічене сприяє зменшенню температури різання, а отже – зношування і підвищенню стійкості.



а) **б)**

Рисунок 7.41. Схема впливу заднього кута на контактні процеси на задній поверхні інструмента

Разом з тим, зі збільшенням кута α одночасно зменшуються кут загострення і об'єм (маса) різального леза, що супроводжується погіршенням умов тепловідводу і зменшенням міцності леза, а, отже, ростом температури різання. Тому у діапазоні значень заднього кута, коли переважає перший фактор (рис. 7.42, ділянка кривої аб), стійкість підвищується зі збільшенням α. Починаючи з деякого значення $\alpha_{опт}$, стійкість різко падає у зв'язку зі збільшенням зношування інструмента (рис. 7.42, ділянка кривої бв), тому що починає домінувати другий фактор.

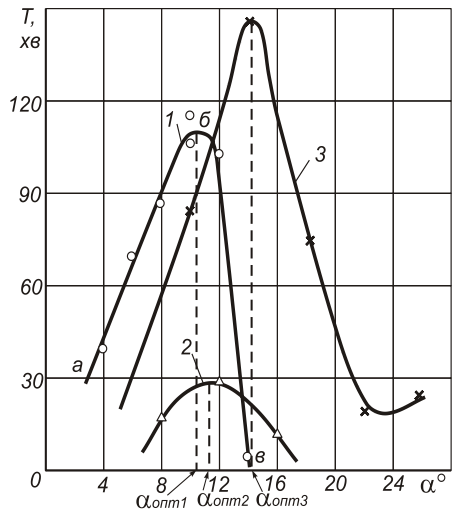


Рисунок 7.42. Залежність стійкості інструмента *T* від заднього кута α, оброблення різних сталей мінеральною керамікою ЦМ332 [33]: *1 – сталь 45, S=0,3 мм/об;2 – жароміцний сплав ЭИ437, S=0,1 мм/об; 3 – сірий чавун, фреза торцева, S_z=0,09 мм/зуб*

На рис. 7.41,б показана ширина площадки зношування задньої поверхні h_3 і відповідні їй маси M_1 і M_2 зношеного інструментального матеріалу при значеннях заднього кута α_1 і α_2. Видно, що зі збільшенням заднього кута маса зношеного інструментального матеріалу зростає, і для її диспергування потрібно більш тривалий термін роботи інструмента. Таким чином, якщо переважним є зношування задньої поверхні інструмента, то збільшення заднього кута до певної межі сприяє підвищенню періоду стійкості.

Величина оптимального заднього кута $\alpha_{опт}$, при якому період стійкості максимальний, залежить в основному від пружних властивостей матеріалу оброблюваної заготовки і товщини зрізуваного шару. Тому зі збільшенням границі пружності оброблюваного матеріалу величина кута $\alpha_{опт}$ повинна бути більшою. Наприклад, при обробленні вуглецевих конструкційних сталей оптимальний задній кут токарного прохідного різця дорівнює 6...8°. Для титанових сплавів, що мають значно більшу межу пружності, величина оптимального заднього кута становить 10...12°.

Ця залежність була встановлена професором Ларіним М. Н. [30] у вигляді статистичної формули:

$$\sin\alpha_{опт} = \frac{C_\alpha}{a_{\max}^{0,3}}, \qquad (7.17)$$

де $C_\alpha = 0{,}1$ при обробленні чавуну і $C_\alpha = 0{,}13$ – при обробленні заготовок зі сталі.

Із формули видно, що інструменти, що працюють із меншою подачею (товщиною), повинні мати більшу величину заднього кута. Так, для прохідних різців $\alpha_{опт} = 6...8°$; відрізних – $\alpha_{опт}$=10...12°. Для дискових відрізних фрез, що працюють із товщиною $a_{max} \le 0{,}01$ мм, $\alpha_{опт} \approx 30°$.

Головний кут у плані **φ.** Основна роль головного кута в плані проявляється у зміні співвідношення між шириною і товщиною зрізуваного шару. Чим більший цей кут, тим вище термодинамічне навантаження на одиницю довжини кромки, вище температура різання, тому що збільшується товщина зрізуваного шару ($a = S\cdot\sin\varphi$) і зменшуються його ширина ($b = t / \sin\varphi$) (див. рис. 2.26). Одночасно із цим погіршується тепловідвід у тіло різця через зменшення інструментального кута загострення різця в плані ε_i (див. рис. 2.14, а). У результаті цього збільшується температура різання, зношування різця зростає і зменшується його стійкість. Виходячи із цього, можна припустити, що для підвищення періоду стійкості інструмента і допустимої швидкості різання необхідно, щоб інструмент мав можливо менший головний кут у плані. Однак є обставини, що не дозволяють зменшувати кут φ нижче певних значень. Із його зменшенням одночасно зростає складова сили різання P_y, нормальна до обробленої поверхні, що при недостатній жорсткості технологічної системи може призвести до виникнення вібрацій та інтенсифікації зносу за рахунок крихкого руйнування різальної кромки, тобто зменшенню стійкості інструмента (рис. 7.43). Це особливо небезпечно при роботі твердосплавним інструментом, що має понижену міцність.

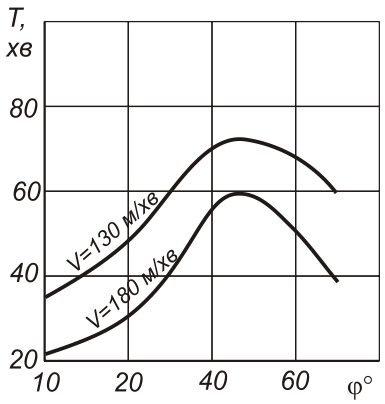


Рисунок 7.43. Вплив головного кута в плані φ на період стійкості *T* різця із твердого сплаву ВК8 при обточуванні [30] *(чавун, t= 0,5 мм, S=0,1 мм/об, мала жорсткість системи ВПІЗ)*

Допоміжний кут у плані **φ_1.** Допоміжний кут у плані також впливає на зношування інструмента, а отже, і на його стійкість. Із його зменшенням, особливо при $\varphi_1 <$ 5°, збільшується активна довжина допоміжної різальної кромки (істотно зростає питома вага різання цією кромкою), що приводить до збільшення роботи тертя як на передній, так і на допоміжній задній поверхнях, та інтенсифікації тепловиділення, росту

температури і зношування різця, а отже – до зниження його стійкості. У міру збільшення кута φ_1 роль цих факторів зменшується, що приводить до деякого підвищення стійкості інструмента (рис.7.44). Однак, починаючи з φ_1= 5...10°, більшою мірою починає впливати зменшення об'єму головки різця (зменшення кута загострення в плані ε_i), що призводить до погіршення тепловідводу і до більшої температурної концентрації на контактних поверхнях леза, що знижує стійкість інструмента.

Кут нахилу головної різальної кромки **λ.** Кут λ на процес перетворення зрізуваного шару у стружку впливає найбільш своєрідно. Зміна кута нахилу головної різальної кромки змінює положення передньої поверхні інструмента відносно напрямку його руху і відношення робочої довжини головної кромки до товщини зрізуваного шару. Плоский деформований стан у зоні різання при (λ≠0) перетворюється на об'ємний.

Величина і знак кута нахилу головної кромки визначають напрямок сходу стружки по передній поверхні (див. рис. 2.25). Як указувалося у п. 4.6, будь-яке значення кута λ, відмінне від нуля, викликає додатковий рух стружки уздовж різальної кромки, що підвищує середній коефіцієнт тертя по передній поверхні. Це неминуче викликає деякий ріст степеню деформації і температури різання. **Виходячи з тільки цих міркувань**, різання з кутами λ≠0 є недоцільним (рис.7.45).

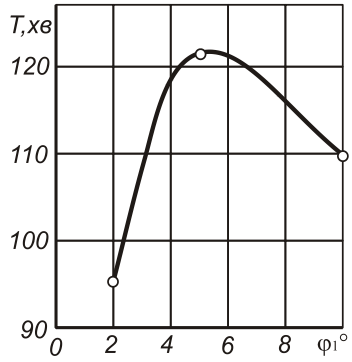


Рисунок 7.44. Вплив допоміжного кута в плані φ_1 на період стійкості торцевої фрези із твердого сплаву ВК8 при фрезеруванні [30] (*чавун НВ 180, t = 4 мм, S_z = 0,12 мм, V = 147,3 м/хв.*)

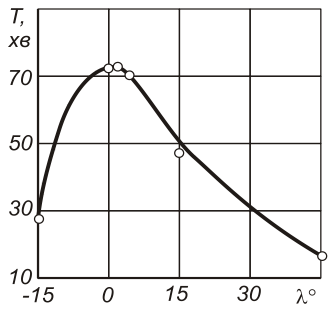


Рисунок 7.45. Вплив величини і знака кута λ на період стійкості Т різця із твердого сплаву Т15К6 при обточуванні сталі 45 [1] (φ = *90°; t = 2 мм; S= 0,3 мм/об; V= 220 м/хв.*)

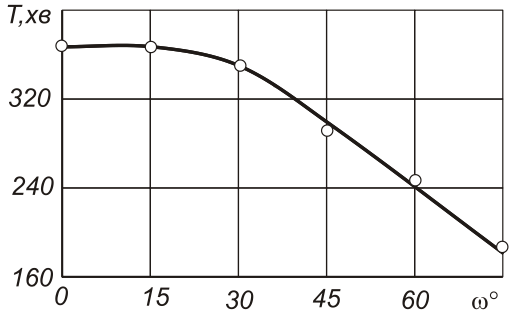


Рисунок 7.46. Вплив кута ω на період стійкості *Т* однозубої осьової фрези зі сталі Р18 при фрезеруванні [1] (*сталь 40, t = 2 мм, S_z = 0,08 мм, B = 25 мм, V = 26 м/хв.*)

З іншого боку величина і знак кута λ впливають на умови врізання різального інструменту у зрізуваний шар при переривчастому різанні (див. п.п. 2.2.4 і рис. 2.16). У випадку λ ≠ 0 навантаження на інструмент наростає не миттєво, а поступово, причому час його наростання тим більше, чим більше величина кута λ. Це сприяє більшій вібростійкості процесу різання і, як наслідок, підвищенню стійкості інструмента.

Щоб уникнути ушкодження вершини леза різців, торцевих фрез та інших інструментів, що працюють в умовах переривчастого різання, кут λ роблять позитивним, особливо якщо інструмент оснащений пластинками із твердого сплаву. Як видно з рис.

7.45, максимальний період стійкості різця відповідає значенням позитивних кутів 3...4°. Для однакової величини кута λ період стійкості при позитивному куті більший, ніж при негативному.

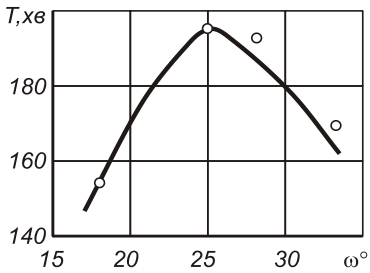


Рисунок 7.47. Вплив кута ω на період стійкості кінцевої швидкорізальної фрези при фрезеруванні [31] (*сталь 45; D = 30 мм; Z= 9; t = 3 мм; S_z = 0,057 мм; V = 41 м/хв.)*

На рис. 7.46 показаний вплив кута нахилу гвинтової канавки ω, що виконує функцію кута λ, на стійкість циліндричної фрези. При великій жорсткості фрези і заготовки на верстаті збільшення кута нахилу гвинтової канавки до 30° практично не впливає на період стійкості фрези. При більших кутах нахилу період стійкості зменшується внаслідок збільшення тертя уздовж різальної кромки. По-іншому впливає кут ω на період стійкості кінцевих фрез (рис. 7.47), що мають невисоку жорсткість. Тут при збільшенні кута до значень ω ≈ 25° період стійкості спочатку росте, внаслідок поліпшення умов врізання фрези у матеріал оброблюваної заготовки і зменшення коливань фрези. При подальшому збільшенні кута нахилу гвинтової канавки період стійкості так само, як і у циліндричних фрез та інших інструментів, зменшується.

Вплив переривчастості процесу різання. Під переривчастим розуміють такий процес різання, коли робочі ходи інструмента, під час яких зрізується стружка, чергуються з холостими ходами. Переривчасте різання властиво довбанню, струганню, фрезеруванню і рідше обточуванню. При переривчастому різанні періодично повторювані силові і теплові навантаження і розвантаження контактних поверхонь можуть позначатися на стійкості інструментів.

Стійкість інструментів із високоміцних швидкорізальних сталей практично не залежить від того, у яких умовах різання (переривчасте або неперервне) працює інструмент. Як видно з рис. 7.48, точки, отримані у дослідах з обточування і стругання (якщо виключити час, затрачуваний на холості ходи), лежать на одній прямій. Інше спостерігається при роботі інструментом із крихких твердих сплавів, для яких стійкість при переривчастому різанні може бути значно нижчою, ніж при безперервному. Наприклад, період стійкості різця із твердого сплаву ТТ7К12, що працює зі швидкістю різання V = 35 м/хв. (див. рис. 7.48), при струганні у 4 рази менший, ніж при обточуванні. Для менш міцних сплавів, чим сплав ТТ7К12 (а також кераміки і НТМ), зниження періоду стійкості буде ще значнішим.

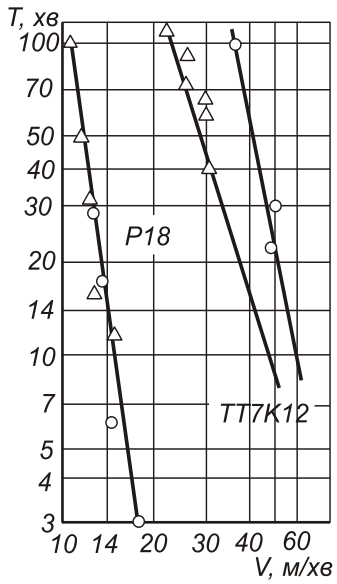


Рисунок 7.48. Вплив швидкості різання *V* на період стійкості *T* різця при безперервному обточуванні (○) і струганні (Δ) сталі 50 [32] (*t = 10 мм; S=2 мм/об і 2 мм/подв.хід*)

Основною причиною зниження стійкості твердосплавних інструментів при переривчастому різанні є поява мікро- і макротріщин, в яких концентрується зношування передньої і задньої поверхонь, що часто переходить у крихке руйнування різального леза (див.п.п.7.2.1).

Залежності між періодом стійкості і параметрами, що визначають режими оброблення і геометрію інструмента, використовуються у технологічних розрахунках для визначення допустимої швидкості різання при заданих умовах різання і

стійкості інструмента. При цьому вплив режимних параметрів, як то: глибини різання, подачі, періоду стійкості враховується явно за допомогою формули, аналогічної (7.14), а всіх інших факторів - через корекційні коефіцієнти до формули (7.14), отримані із наведених вище закономірностей.

7.5. Діагностика стану різального леза інструмента

Ріст степеню автоматизації виробничих процесів машинобудування, що обумовлюється сучасними вимогами виробництва і підвищення якості виробів, викликає все більший інтерес до діагностики стану інструменту і процесу різання. Обмеження можливості контролю процесу оброблення оператором в автоматизованих верстатних системах (*NC, CNC*) та гнучких виробничих системах (ГВС) спричиняє необхідність впровадження процесів і систем діагностики або систем контролю, що реагують на виникаючі аварійні ситуації. До першочергових завдань таких систем належать [38]:

1) діагностика стану різальних лез інструментів, що має за мету:
   - встановлення моменту катастрофічного затуплення (поломки) різального леза;
   - діагностика стану зношування різальних поверхонь (виявлення моменту досягнення кінцевого затуплення);
2) діагностика виду утворюваної стружки;
3) діагностика надмірних вібрацій системи різання;
4) інші, такі як: виявлення наросту, виникнення задирок на торцях деталі і аварійні ситуації.

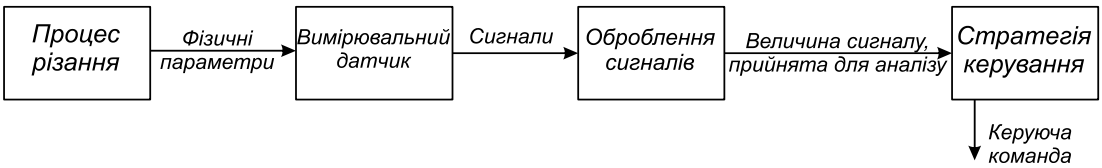


Рисунок 7.49. Структура системи діагностики стану процесу різання за [12, 37]

Загальну структуру системи діагностики стану інструмента і процесу різання представлено на рис 7.49. Існуючі методи діагностики процесу різання і стану інструмента можна розділити на прямі і непрямі (рис. 7.50):

Прямі методи діагностики процесу різання. Ці методи найчастіше передбачають безпосереднє вимірювання параметрів зношування інструмента (як правило – розмірного) електромеханічним методом. Цей метод реалізується у робочому просторі верстата за допомогою контактних датчиків при встановленні супорта у позицію, визначену конструктивним розташуванням вимірювального пристрою. У більшості випадків у період вимірювального циклу верстат працює у режимі координатно-вимірювальної машини.

Перевагою цього способу є відсутність впливу умов оброблення на результат вимірів. Однак даний спосіб може бути використаний не на всіх верстатах, оскільки наявність у робочому просторі верстата додаткового пристрою знижує його універсальність і зменшує надійність. Присутність у зоні різання стружки та МОТС у ряді випадків зменшують точність цього способу. До того ж, через додаткові переміщення інструмента у позицію вимірювання знижується продуктивність верстата.

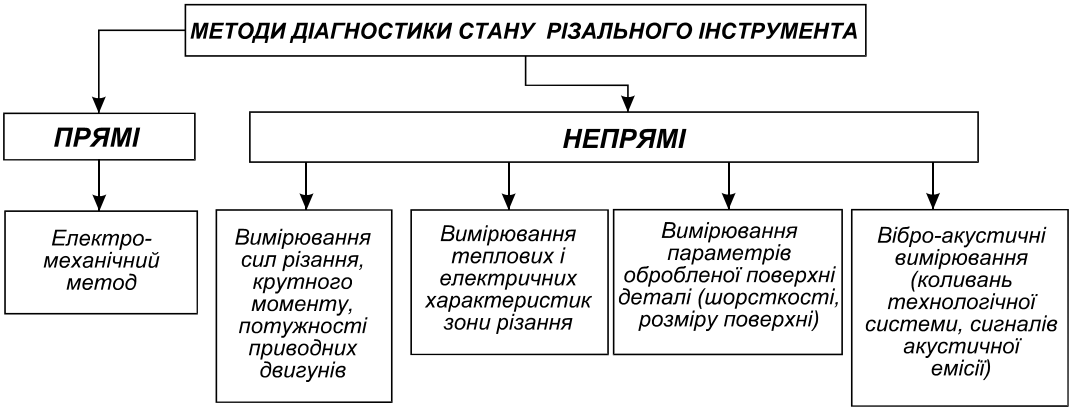


Рисунок 7.50. Методи діагностики процесу різання [43]

Непрямі методи діагностики процесу різання дозволяють оцінювати стан інструмента шляхом вимірювання різних фізичних величин, що супроводжують процес різання, і величина яких корелюється із величиною зношування.

Вимірювання параметрів обробленої поверхні деталі і встановлення їх зв'язку зі зношуванням інструмента, як правило – розмірним. При механічному непрямому вимірюванні контроль розмірів деталі здійснюється за допомогою щупів. Цей метод вимагає значних додаткових витрат, а також високої точності верстата і його вимірювальної системи. Для визначення розмірних характеристик деталі крім механічних датчиків виміру існує ряд інших (пневматичних, оптичних, фотоелектричних, індуктивних, ємнісних, електронних), які можуть використовуватися для непрямих вимірів параметрів зношування інструмента. Але точність виміряних параметрів зношування невисока, тому що вона залежить від похибок, викликаних пружними деформаціями у системі різання, температурними деформаціями, тощо.

Вимірювання температури різання та електричних характеристик зони різання. Метод ґрунтується на залежності між температурою різання (особливо на задній поверхні) і параметрами зношування інструмента для заданої комбінації матеріалу заготовки, інструмента та режимів оброблення (див. п. 6.3). Частіше всього вимірюють не саму температуру, а термо-ЕРС, що фіксується методом натуральної термопари [21–23, 43].

Існують результати досліджень впливу технологічних режимів і зношування інструмента на параметри термо-ЕРС (постійну і змінну складові), інтенсивність і спектр коливань у різних частотних діапазонах. Проте слід мати на увазі, що термо-ЕРС характеризує деяку усереднену температуру на передній і задній поверхнях, закони зміни якої не завжди відповідають закономірностям зміни фаски зношування тільки по задній поверхні. Тому донині не встановлено чітких залежностей між термоелектричними явищами і зношуванням різального інструменту.

Вимірювання потужності різання. Через зміну крутного моменту на валу двигуна внаслідок затуплення різального інструменту змінюється споживана верстатом потужність. Тому реєстрація коливань споживаної з мережі потужності приводними електродвигунами може слугувати параметром, за яким оцінюється зношування різального інструменту. До переваг даного способу контролю варто віднести його просто-

ту, невисоку вартість, доступність інформативного параметра і відсутність істотної модернізації обладнання.

Використання цього способу є практично неможливим у випадку оброблення деталей малого діаметра і на чистових операціях, при яких потужність, що розвивається приводним електродвигуном, практично не відрізняється від потужності холостого ходу.

Силові вимірювання. Одним з найбільш відомих непрямих способів контролю стану різального інструменту є спосіб, що базується на вимірі сил різання і крутного моменту. Сила різання є параметром, що характеризує безпосередню взаємодію різального інструменту і заготовки. Численними експериментами було встановлено факт зростання складових сил різання з ростом фаски зношування інструмента на задній поверхні. Величину сил різання встановлюють на підставі показів спеціальних динамометричних датчиків чи вимірюванням деформацій елементів технологічної системи, навантажених цими силами

Віброакустичні вимірювання. Існує ряд робіт, де встановлюються залежності між вібраціями технологічної системи різання і зношуванням інструмента. Всі вони можуть бути розділені на 2 групи у залежності від спектра частот, що використовуються для аналізу:

- коливання, що генеруються у зоні різання у діапазоні від 20 Гц до 60 кГц (вібраційний метод);
- сигнали акустичної емісії (АЕ) – коливання, що поступають із зони різання з частотою, більшою 100 кГц.

Вібраційний метод заснований на реєстрації характеристик вібрації інструмента у процесі оброблення. Пропонується розкладати віброакустичний сигнал на низькочастотні і високочастотні складові, за співвідношенням параметрів яких роблять висновок про зношування різального леза.

Робити висновки про переваги чи недоліки даного методу складно, тому що у різних джерелах [12, 38, 25–27] приводяться суперечливі дані щодо розподілу спектру вібрацій і, відповідно, пропонується використовувати різні його ділянки для діагностування стану різального інструменту. Проте досвід використання таких систем показує їх малу інформаційну надійність.

Аналіз високочастотних хвиль сигналу АЕ (смуга частот зазвичай від 100 кГц до 2000 кГц) використовують для діагностики зношування інструмента, оброблюваності матеріалу, оптимізації швидкості різання і геометрії різального інструмента. Вивченням АЕ у процесах різання займалися вчені різних країн, серед яких – найбільше США та Японії [39, 41]. В Україні та інших країнах СНД – у НТУУ «КПІ» [30] та МВТУ ім. Баумана, ІНМ НАН України.

Переваги методу АЕ при дослідженні процесу різання:

- висока чутливість методу АЕ, що набагато перевищує чутливість традиційних методів контролю;
- метод АЕ має високу швидкодію, а також значно менше обмежень, зв'язаних зі структурою, фізико-механічними властивостями матеріалів і зовнішнього середовища, у порівнянні з іншими методами контролю.

Оскільки спектр частот і амплітуд сигналу АЕ теж відрізняється великим розмаїттям і часто дуже важко знайти явну відповідність між характерними ділянками діаграми коливань і зношуванням, найкращі результати одержані при обробленні сигналу

АЕ за допомогою нейронної мережі [30]. При наявності значної навчаючої вибірки вдається так налагодити нейронну мережу, що у границях цієї вибірки похибка у діагностиці величини зношування не перевищує 10...15%.

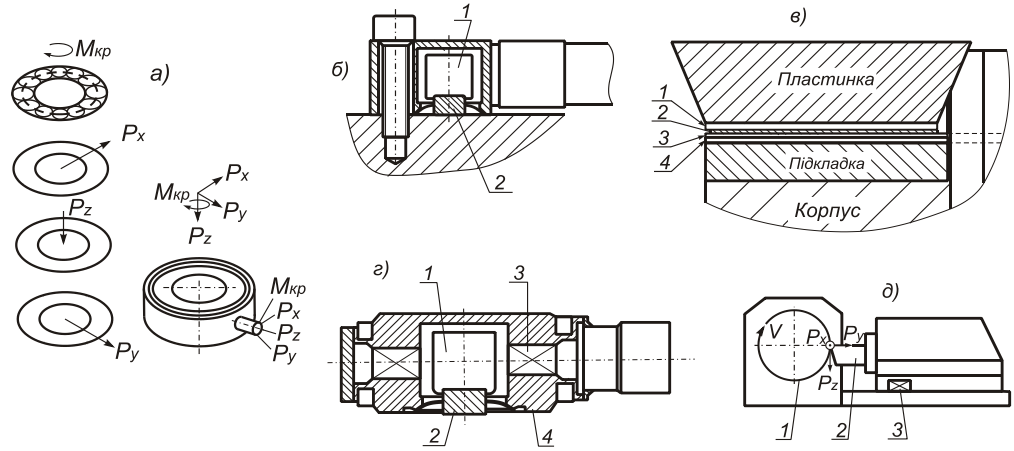


Рисунок 7.51. Приклади датчиків, використовуваних для діагностики стану різального леза [37, 38, 39, 41]: *а) багатокомпонентний п'єзоелектричний датчик сили різання; б) п'єзоелектричний датчик акустичної емісії (1 – кварцовий елемент, 2 – кріплення); в) фольговий датчик АЕ (1– ізолююча плівка на різальній пластинці, 2 – металічна фольга, 3 – ізолююча плівка, 4 – п'єзоелектрична плівка); г) інтегрований датчик сили і АЕ (1 і 3 – кварцові елементи для вимірювання сили і АЕ, 2 і 4 – кріплення); д) встановлення датчика з позиції (г) (1 – заготовка, 2 – різець, 3 – здубльований датчик сили і АЕ)*

Завданням системи діагностики є відпрацювання керуючої команди на підставі характеристичних ознак сигналів, надісланих з вимірювальних датчиків, і прийнятої стратегії реагування (див. рис.7.49). Датчики, що знаходять практичне застосування у системах діагностики, служать для вимірювання деяких усереднених величин, відповідальних за зношування інструмента: складової сили різання і величин, що пов'язані з нею (крутного моменту, деформації елементів верстата чи інструмента, струму двигуна), сигналу акустичної емісії і частот (амплітуд) самозбудних коливань. Головними типами з них є:

- тензометричні і п'єзоелектричні датчики сили різання: датчики фольгові, мірні оправки підшипників (датчики рушійної сили), датчики інтелектуальні, з'єднані з устаткуванням або корпусом, що попередньо обробляють сигнали сили переводять їх у цифрову форму та безпосередньо надсилають на фіксуючий прилад. Новим напрямком розвитку у цій групі є багатокомпонентні датчики, що дають можливість одночасного вимірювання сили подачі, її напрямку, крутного моменту (рис. 7.51,а), а також датчики інтегральні (комплексні), що включають з'єднаний з датчиком сили датчик акустичної емісії (рис. 7.51, г);
- п'єзоелектричні або фольгові датчики АЕ. На рис.7.51, б представлено типовий п'єзоелектричний датчик АЕ, а також датчик у вигляді тонкої фольги розміщеної між різальною пластинкою і підкладкою (рис.7.51, в);
- п'єзоелектричні датчики із сейсмічною масою (інерційні) для вимірювання частот вібрацій. Електричний аналоговий сигнал від датчика зазвичай переводиться у цифрову форму, а його запис у вигляді часового ряду дає можливість виявлен-

ня ознак сигналів, найбільш зв'язаних з перебігом і інтенсивністю зношення інструмента.

Класичним прикладом використання силових датчиків є встановлення моменту збільшення складових сумарної сили різання (особливо головної), через ріст зношування різального леза. Однак цей параметр не є однаково значимим для всіх випадків зношення і умов оброблення, тому у роботі [37] пропонується використовувати середній приріст сили подачі (dP_x):

$$dP_x = \frac{P_x - P_{x0}}{P_{x0}},$$

де P_{x0} – сила подачі на початку роботи леза.

Встановлено, що зміна dP_x, як функції зношування леза, є незалежною від параметрів різання, тому не вимагає визначення нових критичних значень критеріїв оцінки при зміні режимів.

З метою збільшення достовірності оцінки стану інструмента використовують інтегровані сигнали різних фізичних параметрів. Для цього використовують два шляхи:

1) одержання багатьох параметрів з одного датчика;
2) застосування декількох різних датчиків для вимірювання вибраних фізичних величин або «розумних» датчиків, що інтегрують різні ознаки того ж самого середнього сигналу.

Як показує практика, використання декількох паралельних сигналів є кращим способом верифікації сигналів і страхування від зупинки оброблення на верстаті через фальшиву інформацію про катастрофічний стан леза.

Стратегія контролю за станом різального леза при обточуванні базується на характерних закономірностях перебігу зношування від початку різання до настання стану затуплення (криві зношування, див. рис.7.35). З цього погляду необхідно відокремити етапи прискореного (припрацювання) і усталеного зношування леза, а також настання катастрофічного стану (або сколювання) інструмента. Більшість стратегії діагностики було розроблено на основі залежності сили різання від величини зношування леза.

Найпростішою із застосовуваних на практиці є стратегія відслідковування сигналу з датчика сили і порівняння його із заданою пороговою величиною. Прикладом такої системи є стратегія *Tool Monitoring System (TMS)* фірми *Sandvik Coromant*, яка використовує як датчики сили – тензометричні підшипники.

На рис. 7.52 представлено фази роботи системи *TMS*. У першій фазі відбувається тарування після встановлення стабілізації середнього значення сили, діючої на датчик, на протязі інтервалу часу $\Delta\tau$=20...200 мс. Важливими для контролю стану інструмента є дві наступні фази: навчання і контроль. У процесі навчання система визначає максимальне значення сили різання за час одного проходу різця (P_{zmax0}) і наступні три аварійні порогові рівні сили різання (рис. 7.52,б):

I – що дорівнює P_{zmax0} ×К1, перехід якого означає кінцеве затуплення леза;

II – що дорівнює P_{zmax0}×К2, перехід якого означає досягнення катастрофічного зношування;

III – що дорівнює P_{zmax0} ×К3 і який відповідає дефектному різанню (браку),

де, К1=1,2…2,0; К2=1,5…3,0 і К3=0,2…0,8 – аварійні коефіцієнти, запрограмовані оператором.

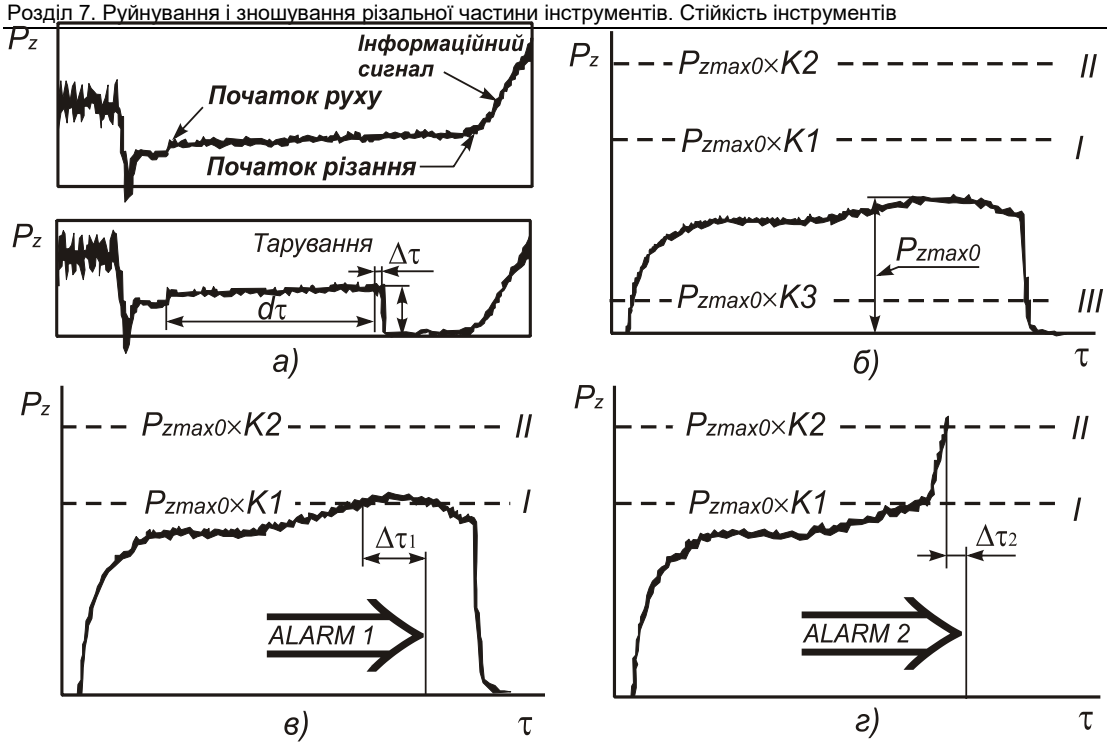


Рисунок 7.52. Основні етапи стратегії *TMS* фірми *Sandvik Coromant*: *а) тарування, б) навчання системи, в) виявлення кінця періоду стійкості, г) – виявлення моменту катастрофічного затуплення інструмента*

В процесі спостереження система відслідковує сигнали з датчиків і порівнює їх із визначеними аварійними рівнями. При перевищенні порогу I наступає планова заміна інструменту на новий; натомість досягнення другого порогу (II) викликає екстрену зупинку руху різання і зміну аварійно зношеного (зламаного) інструменту. З метою встановлення достовірності сигналу про аварії оператор програмує відповідні затримки часу $\Delta\tau_1$ =100...500мс, $\Delta\tau_2$=1...20мс. Оскільки досягнення катастрофічного зношування не завжди відповідає негайному і чіткому росту сили різання, ця стратегія має сенс винятково при грубому обробленні.

Найбільш складна стратегія, що спирається на аналіз сили різання, розділяє контроль рівномірного зношування від аварійного – катастрофічного. На рис. 7.53 представлено систему відстеження моменту катастрофічного зношування випробувану *WZL TH Aachen* [38]. Система постійно визначає дві граничні оцінки у кривій вимірюваного сигналу $F_s \pm F_d$, де F_s – середньозважена величина сигналу про силу різання, F_d – динамічна складова (амплітуда сигналу) сили різання.

Якщо сигнал у випадку аварії перейде граничне значення, то наступна поведінка системи залежить від подальшої зміни сигналу. Система відразу підтверджує аварійну поломку різального леза інструмента, коли сигнал переходить верхню границю, а у наступному короткому часі $\Delta\tau_1$ чітко спаде нижче нижньої границі (рис.7.53, б). Коли ріст сили не є достатньо великий (рис. 7.53, в), аварія фіксується тільки через час $\Delta\tau_2$ від моменту спадання сигналу за нижню границю.

У системах, що працюють згідно стратегій, показаних на рис. 7.53, слід застосовувати п'єзоелектричні силові датчики з великою динамічною чутливістю, що вимагається при реєстрації швидких змін сил різання.

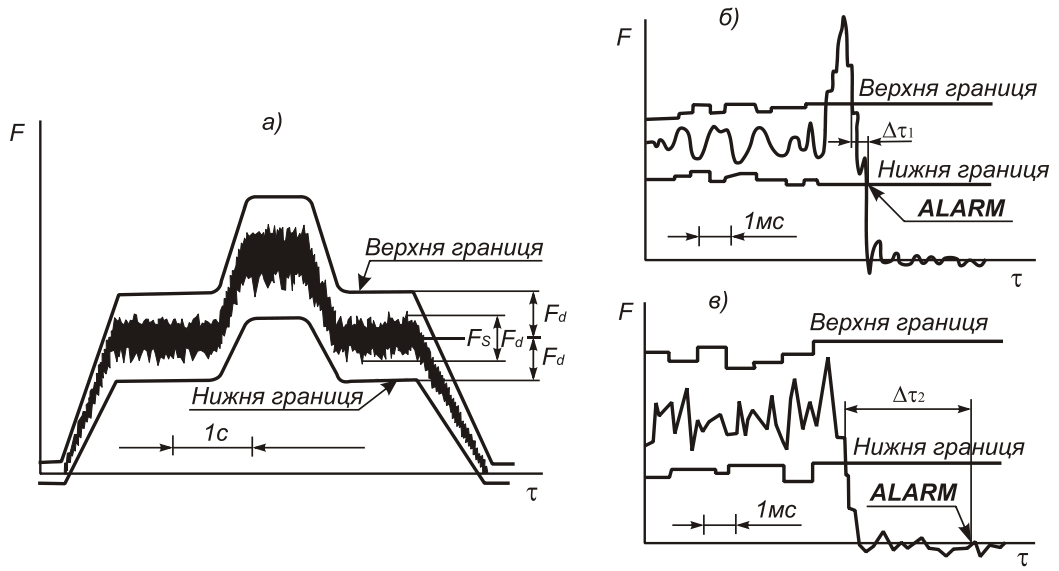


Рисунок 7.53. Виявлення катастрофічного зношування у стратегії, випробуваній у *WZL TH Aachen* [38]

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Охарактеризуйте схему сучасних уявлень про причини втрати працездатності різальних інструментів.
2. Що називається періодом стійкості? Охарактеризуйте зв'язок між періодом стійкості і напрацюванням між відмовами.
3. Чим відрізняється викришування від сколювання при крихкому руйнуванні різальної частини інструмента?
4. Які геометричні параметри леза і фізико-механічні властивості інструментального і оброблюваного матеріалів визначають величину граничної товщини зрізуваного шару $a_{гр}$?
5. Чому при фрезеруванні і струганні гранична товщина зрізуваного шару менша, ніж при обточуванні?
6. Охарактеризуйте вплив кутів γ і λ на крихке руйнування леза при переривчастому різанні.
7. Яка характеристика інструментального матеріалу забезпечує йому високу пластичну міцність? Поясніть.
8. Охарактеризуйте основні ознаки зношування по передній і задній поверхнях. Як впливають характеристики оброблюваного матеріалу і режими різання на місце розташування зносу на інструменті?
9. Поясніть фізичні причини зношування інструмента.
10. Що розуміють під критерієм затуплення різального інструменту?
11. Охарактеризуйте критерій оптимального зношування.
12. Охарактеризуйте технологічні критерії зношування.
13. Для яких цілей необхідне знання максимально допустимого зносу інструмента?
14. Охарактеризуйте причини зношування передньої поверхні у вигляді лункоутворення і практичні заходи щодо зниження цього виду зносу.

15. Охарактеризуйте практичні заходи щодо зниження крихкого руйнування леза у вигляді його сколювання і викришування різальної кромки.
16. Охарактеризуйте причини виникнення термічних тріщин і практичні заходи щодо зниження зношування у результаті їх утворення.
17. Вкажіть послідовність проведення стійкісних експериментів і одержання стійкісної залежності.
18. Як відрізняється залежність стійкості інструмента від швидкості різання для швидкорізального і твердосплавного інструмента?
19. Чи впливає робота з ударними навантаженнями на стійкість швидкорізального і твердосплавного інструмента?
20. Охарактеризуйте залежність стійкості інструмента від геометричних параметрів різального інструмента.
21. Які методи діагностики стану інструмента та системи різання використовуються?
22. Принцип роботи силових, вібраційних і акустичних датчиків.
23. Зміна якої сили різання частіше всього враховується при діагностиці процесу різання і стану інструмента?
24. Яка стратегія керування процесом різання на основі силових вимірювань використовується провідними фірмами?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 7

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1980. – 320 с.
3. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента / А.И. Бетанели. – Тбилиси : Сабчота Сакартвело, 1973. – 304 с.
4. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В.Новикова. – Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.
5. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
6. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1966. – 264 с.
7. Хает Г.Л. Прочность режущего инструмента / Г.Л. Хает. – М. : Машиностроение, 1975. – 168 с.
8. Лоладзе Т.Н. Износ режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машгиз, 1958. – 356 с.
9. Внуков Ю.Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей: дис....д-ра техн. наук: 05.03.01 : захищена 07.02.1992 : затв. 9.02.1993 / Юрий Николаевич Внуков. – М., 1992. – 378 с.
10. Кедров С.С. Колебания металлорежущих станков / С.С. Кедров. – М. : Машиностроение, 1978. – 199 с.

11. ДСТУ 2233 – 93. Інструменти різальні. Терміни та визначення. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 20 с.
12. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałŏw metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. – 382 arc.
13. Зорев Н.Н. Стойкость и производительность торцовых фрез при смещении заготовки относительно оси фрезы / Н.Н. Зорев, Н.Н. Вирко // Исследования в области технологии обработки металлов резанием. М. : Машгиз, 1957. – № 82. – С. 57–81.
14. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
15. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А.М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
16. Jawahir I. S., Li P. X., Gosh R.: A new parametric approach for the assessment of comprehensive tool wear in coated grooved tools, Annals CIRP, vol. 44/1, 1995, s. 49–54.
17. Грузин П.Л. О диффузии кобальта, хрома и вольфрама в железе и стали / П.Л. Грузин // Проблемы металловедения и физики металлов. М. : Металлургиздат, 1955. – С. 517–523.
18. Горелов В.М. Резание металлов / В.М. Горелов. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1959. – 254 с.
19. Зорев Н.Н. Обработка резанием тугоплавких сплавов (на основе молибдена) / Н.Н. Зорев, З.М Фетисова. – М. : Машиностроение, 1966. – 227 с.
20. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
21. Нормы износа, стойкости и расхода режущего инструмента : утв. научно–исследовательским бюро технических нормативов. – М. : Машгиз, 1961. – 430 с.
22. Панкин А.В. Обработка материалов резанием / А.В. Панкин. – М. : Машгиз, 1961. – 520 с.
23. Резание металлов / Г.И. Грановский, П.П. Грудов, В.А. Кривоухов и др.; под редакцией В.А. Кривоухова. – М. : Машгиз, 1954. – 472 с.
24. Справочник технолога–машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г.Косиловой, Р.К.Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
25. Тейлор Ф. Искусство резать металлы / Ф. Тейлор. – Санкт-Петербург : Издание инж. Л.А. Левенстерна, 1909. – 357 с.
26. Фельдштейн Э.И. Методика назначения наивыгоднейших режимов резания / Э.И. Фельдштейн. – Мн. : Высшая школа, 1963. – 75 с.
27. Фельдштейн Э.И. Основы рациональной эксплуатации режущих инструментов / Э.И. Фельдштейн. – М. : Машиностроение, 1965. – 179 с.
28. Тахман С.И. О характеристиках износостойкости твердосплавного режущего клина / С.И. Тахман // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования: сб. научн. трудов Института сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002. – С. 281-291.
29. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
30. Ларин М.Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов / М.Н. Ларин. – М. : Оборонгиз, 1953. – 146 с.
31. Ларин М.Н. Основы фрезерования / М.Н. Ларин. – М. : Машгиз, 1947. – 302 с.
32. Зорев Н.Н. Обработка стали твердосплавным инструментом в условиях прерывис-

того резания с большими сечениями среза / Н.Н. Зорев // Вестник машиностроения. – 1963. – №2. – С. 62–67
33. Маркелов П.А. Резание металлов инструментами с керамическими пластинками П.А. Маркелов. – М. : Оборонгиз, 1960. – 285 с.
34. Аршинов В.А. Резание металлов и режущий инструмент : учебник / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев. – М. : Машиностроение, 1976. – 400 с.
35. Грановский Г.И. Резание металлов : учебник / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М. : Высш. школа, 1985. – 304 с.
36. Bahre D., Rosenberger U., Warnecke G.: Monitoring of cutting processes by vibration analysis: exemplary applications in grinding and turning processes. PED – vol. 55, Sensors and Signal Processing for Manufacturing. ASME Publ., 1992, s. 65–80.
37. Jemielniak K.: Tendencje rozwojowe w diagnostyce stanu narzedzia i procesu skrawania. PTMiU, vol. 21, nr 1, 1997, s. 42–55.
38. Kosmol J. (red): Monitorowanie ostrza skrawajacego. Warszawa, WNT. - 1996.
39. Marschall K., Gautschi G. H:. In–process monitoring with piezoelectric sensors. J. Mater. Proc. Technol, vol. 44, 1994, s. 345–352.
40. Masory O:. Monitoring machining processes using multi–sensor readings fused by artificial neural network. J. Mat. Proc. Technol, vol. 28, 1991, s. 231–240.
41. Nedess Ch., Pflueg Ch:. Real–time monitoring and controlling of chip form in turning processes with acoustic emission using thin film sensors. Trans. NAMRI/SME, vol. XXIV, 1996, s. 99–104.
42. Ravindra H. V., Srinivasa Y. G., Krishnamurthy R:. Tool wear monitoring in turning using a pattern recognition technique. J. Mater. Proc. Technol., vol. 37, 1993, s. 731–740.
43. Девин Л.Н. Применение метода акустической эмиссии для оценки работоспособности резцов из АТП при точении алюминиевых сплавов / Л.Н. Девин, Н.Е. Стахнив, А.Г. Найденко // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 62. – С. 44-47.
44. Копейкина М.Ю. Повышение работоспособности режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, вакуумно-дуговыми покрытиями / М.Ю. Копейкина, С.А. Клименко, Ю.А. Мельнийчук, В.М. Береснев // Сверхтвердые материалы. – 2008. – № 5. – С. 87–97.

РОЗДІЛ 8. ФОРМУВАННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ В ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ

8.1. Поняття якості поверхні, обробленої різанням. Геометричні показники якості

Під якістю поверхні і поверхневого шару розуміють їхні властивості, які формуються в результаті впливу технологічних методів оброблення. Якість деталей визначається геометрією оброблених поверхонь і фізико-механічними характеристиками поверхневого шару.

Класифікація показників якості деталей наведена на рис. 8.1.

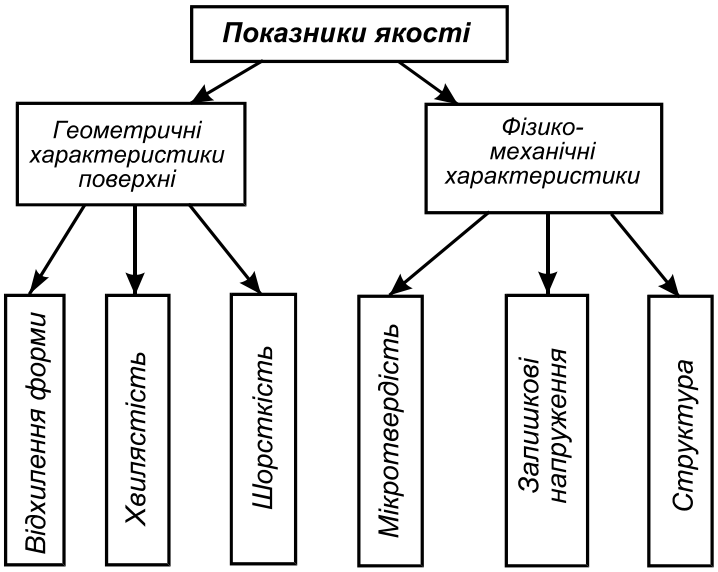


Рисунок 8.1 - Класифікація показників якості деталей

Як уже було зазначено у розділі 4, у зоні первинної пластичної деформації оброблюваний матеріал піддається спочатку пружній, а потім пластичній деформації. Причому нижня границя зони стружкоутворення перетинає продовження поверхні різання (див. рис. 4.11, 4.12). Тобто, пластичну деформацію зазнають шари металу, що залишаються на обробленій поверхні. У результаті такої деформації поверхневий шар металу під обробленою поверхнею зміцнюється, змінюється його структура і властивості, що приводить до роздроблення зерен металу на дрібні частинки, орієнтуванню зерен в одному напрямку (текстура), утворенню внутрішніх напружень у поверхневому шарі. Враховуючи формування незрізаних гребінців шорсткості на обробленій поверхні (див. рис.2.30) і спотворення форми поверхні під дією сил різання та зношування інструмента (див.рис.7.27), можна констатувати, що оброблення різанням впливає на основні показники якості обробленої поверхні.

Сукупність виступів і западин на дійсній поверхні деталі утворює рельєф (макро- і мікрогеометрію), що відрізняє ідеальну поверхню від реальної. Профіль макро- і

мікрогеометрії (похибок) поверхні характеризуються висотою H і кроком S (рис. 8.2). Умовна класифікація поверхневих похибок така: $\frac{S}{H} > 1000$ – відхилення форми; $1000 \geq \frac{S}{H} \geq 40$ – хвилястість поверхні; $\frac{S}{H} < 40$ – шорсткість поверхні.

Похибки форми, хвилястість і шорсткість поверхонь впливають на експлуатаційні і технологічні показники виробів (нерівномірність припусків, питомий тиск, зазори, натяги, тертя і т.п.).

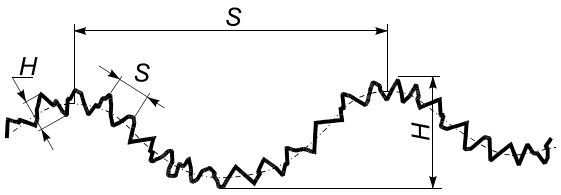
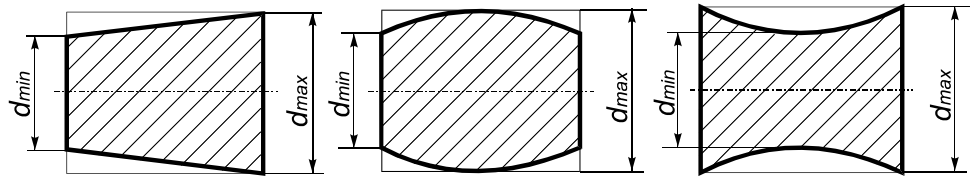


Рисунок 8.2. Параметри макро- і мікрогеометрії поверхні

Відхиленням форми називається похибка форми реальної поверхні (що обмежує тіло і відділяє його від навколишнього середовища) від форми номінальної поверхні. Під номінальною розуміється ідеальна поверхня, форма якої задана кресленням.

При розгляді відхилень форми, наприклад, циліндричних поверхонь валів (ДСТУ 2498–94) розрізняють відхилення форми у поперечному і поздовжньому перетинах.

У поздовжньому перетині відхилення форми може бути у вигляді конічності, бочкоподібності і сідлоподібності (рис. 8.3).



а) **б)** **в)**

Рисунок 8.3. Відхилення від циліндричності у поздовжньому перетині

Похибка форми циліндричних деталей (валів) є наслідком деформації заготовки або елементів верстата під дією складової сили різання P_y. Вона залежить від співвідношення величин жорсткості супорта верстата, передньої і задньої бабки та оброблюваної заготовки. Причини появи відхилень форми у поздовжньому перетині є такі:

1. Форма вала буде мати бочкоподібність, якщо деформація (прогин) оброблюваної заготовки буде значно більшою (внаслідок малої жорсткості), чим передньої і задньої бабок верстата, у яких закріплюється заготовка.

2. Форма вала буде мати сідлоподібність, якщо деформація (прогин) оброблюваної заготовки буде значно меншою, ніж деформації передньої і задньої бабок верстата.

3. Форма вала буде мати конусність, якщо деформація однієї бабки буде більшою, ніж іншої або, якщо при поздовжньому обточуванні вала різець буде інтенсивно зношуватися у радіальному напрямку.

У поперечному перерізі циліндрична деталь має відхилення від круглості (рис.8.4), частковими випадками якої є овальність і огранка. Відхилення від круглості виникає при недостатній жорсткості системи ВПІЗ і появі вібрацій.

Хвилястість поверхні (див. рис. 8.2) також належить до відхилень форми. При вимірюванні відхилень форми і хвилястості величина шорсткості поверхонь до уваги

не приймається.

Шорсткість поверхні, разом із іншими її характеристиками (кольором поверхні, степенем відбивної здатності), є поряд із точністю форми однією з основних характеристик її якості. Шорсткість поверхні оцінюється за нерівностями профілю (рис. 8.5), одержуваного шляхом перетину реальної поверхні площиною (зазвичай у нормальному перетині до напрямку шорсткості).

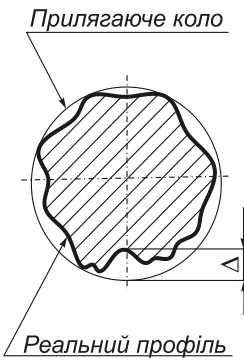


Рисунок 8.4. Відхилення від круглості

Відповідно до ГОСТ 2789–73 шорсткість визначається наступними параметрами:

R_a – середнє арифметичне відхилення профілю;

R_z – висота нерівностей профілю по десятьох точках;

R_{max} – найбільша висота нерівностей профілю;

S_m – середній крок нерівностей по середній лінії;

S – середній крок нерівностей по вершинах;

t_p – відносна опорна довжина профілю, де p – значення рівня перетину профілю.

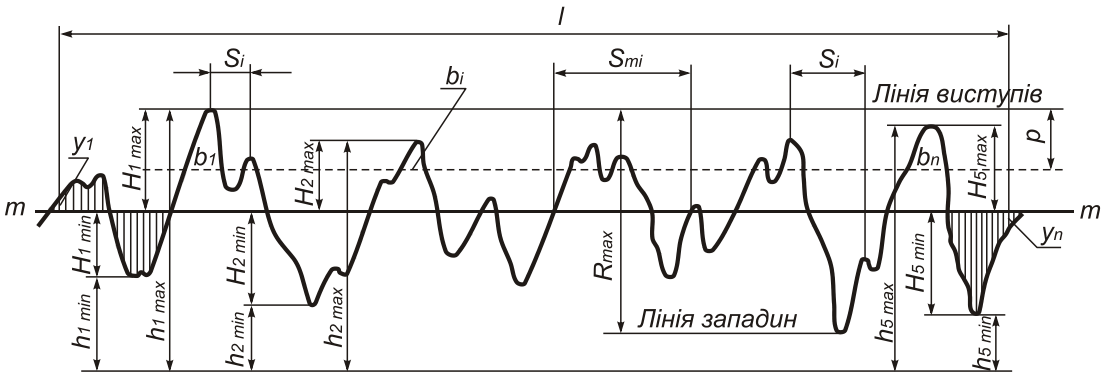


Рисунок 8.5. Параметри шорсткості поверхні

У ряді випадків велике значення має напрямок нерівностей на обробленій поверхні деталі, що встановлюється у технічних умовах і позначається на кресленнях.

На експлуатаційні показники поверхні деталі впливають й інші параметри шорсткості, не передбачені ДСТУ (ГОСТ): радіуси заокруглення вершин і западин, кути нахилу твірних нерівностей та ін. Але у більшості випадків достатньо знання тільки одного параметра R_a або R_z.

8.2. Природа утворення шорсткості обробленої поверхні

Шорсткість обробленої поверхні характеризується висотою і формою мікронерівностей. При її вивченні прийнято розглядати розрахункові нерівності і дійсні.

Під розрахунковими нерівностями розуміють такі, які можна визначити геометричними побудовами при наступних припущеннях:

- оброблюваний матеріал є таким, що абсолютно не деформується;
- система ВПІЗ – абсолютна жорстка;
- профіль різальних кромок інструмента являє собою ідеальні геометричні лінії.

Дійсні нерівності – ті, що залишаються на обробленій поверхні після проходу інструмента. Через вплив великої кількості випадкових факторів їх висота і форма аналітично розраховані бути не можуть, а тільки виміряються приладами: профілометрами або профілографами.

Сумарну висоту розрахункових нерівностей прийнято визначати за формулою:

$$R_{zp\Sigma}=R_{zpr}+R_{zpR}\ , \tag{8.1}$$

де R_{zpr} – висота поперечних нерівностей, виміряна у площині, дотичній до твірної інструментальної поверхні;

R_{zpR} – висота поздовжніх нерівностей, виміряна у площині, дотичній до напрямної інструментальної поверхні.

Розглянемо приклад фрезерування турбінної лопатки фасонною фрезою поздовжніми стрічками із періодичним зсувом у поздовжньому напрямку (рис.8.6).

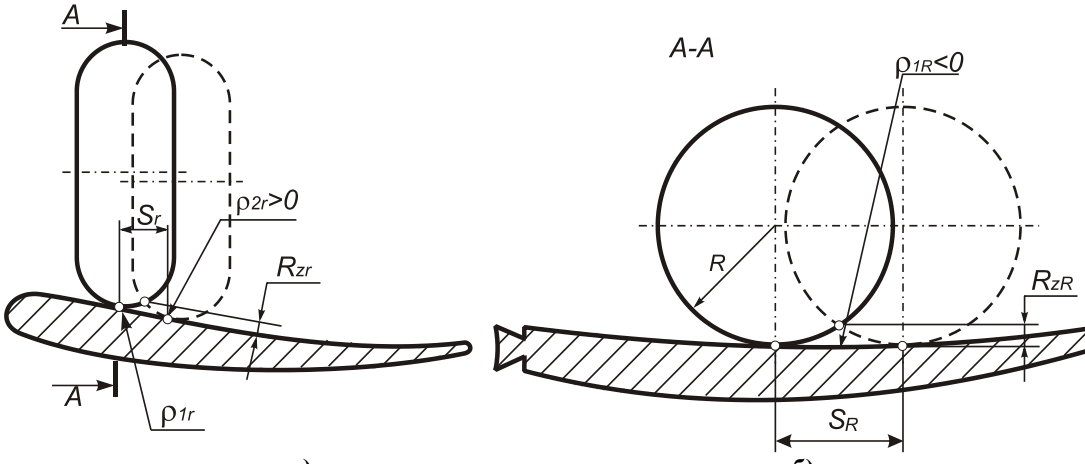


Рисунок 8.6. Схема утворення поперечної (а) і поздовжньої (б) нерівностей

Для випадку утворення фасонної поверхні криволінійною різальною кромкою маємо формули [12]:

$$R_{zpr}=\frac{S_r^2}{8}\left(\frac{1}{\rho_{1r}}+\frac{1}{\rho_{2r}}\right);\qquad R_{zpR}=\frac{S_R^2}{8}\left(\frac{1}{\rho_{1R}}+\frac{1}{\rho_{2R}}\right), \tag{8.2}$$

де S_r, S_R – подачі інструмента, виміряні у поперечному і поздовжньому напрямках;

ρ_{1r}, ρ_{2r}, ρ_{1R}, $\rho_{2R}=R$ – радіуси кривизни обробленої (індекс 1) і інструментальної (індекс 2) поверхонь, виміряні у зазначених напрямках (для опуклої поверхні ρ має знак (+), а для ввігнутої (–)).

При обробленні інструментами із прямолінійними різальними кромками необхідно враховувати крім S ще й кути в плані різця і радіус закруглення вершини r. Для r=0 маємо (див. рис. 2.30):

$$R_{zpr}=\frac{S_r}{(\mathrm{ctg}\varphi_1+\mathrm{ctg}\varphi)}. \tag{8.3}$$

Для інших подібних випадків застосовуються формули, приведені в [2].

Із формули (8.3) видно, що при $\varphi_1=0$ $R_{zpr}=0$. Цією обставиною часто користуються, загострюючи на різці (див. рис.2.8, г) або іншому інструменті (свердла, розвертки та ін.) допоміжну різальну кромку з кутом $\varphi_0=0$. Довжина такої кромки $l_0 \geq 1{,}5S$.

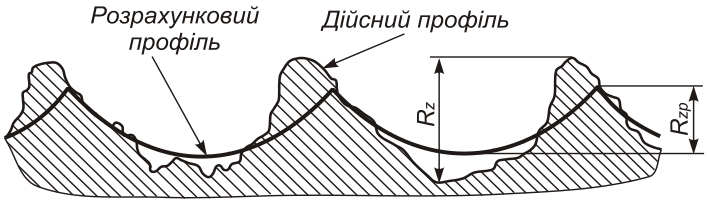


Рисунок 8.7. Схема формування мікронерівностей обробленої поверхні

Висота дійсних мікронерівностей завжди більша від розрахункових (рис.8.7). Це викликано дією наступних випадкових факторів:

1) пластичним перетіканням оброблюваного матеріалу із зони первинної пластичної деформації у бік вершин нерівностей (протилежно подачі). Пластично деформований метал в окремих місцях як би намащується на залишковий гребінець розрахункового профілю. У результаті на обробленій поверхні утворюються напливи, зачепи і надриви. Сила пластичного перетікання визначається степенем деформації зрізуваного шару, тобто K_L ;

2) коливаннями (вібраціями) заготовки та інструмента, які залишають на поверхні сліди коливань із амплітудою A, у тому числі і коливаннями через нестабільність сили різання, викликану зміною глибини різання при проходженні виступу і западини профілю шорсткості на заготовці [13];

3) тертям фаски зношування задньої поверхні інструмента по поверхні різання;

4) геометричними нерівностями різальних кромок інструмента, що зростають по мірі їх зношування;

5) якщо матеріал схильний до наросту, то у зоні інтенсивного наростоутворення відбувається збільшення нерівностей за рахунок залишків наросту, що періодично зривається (див.рис.4.70).

Виходячи з викладеного, дійсне значення R_z у загальному виді, може бути записано виразом:

$$R_z = R_{z\rho\Sigma} + \Delta R_z, \tag{8.4}$$

де ΔR_z – збільшення висоти нерівностей, що є сумою наступних складових:

$$\Delta R_z = \Delta R_{zпл} + \Delta R_{zт.з.} + \Delta R_{zвіб.} + \Delta R_{zнер.} + \Delta R_{zнар},$$

$\Delta R_{zпл}$ – збільшення висоти нерівностей у результаті пластичного перетікання металу у напрямку вершини залишкового гребінця (зворотному напрямку подачі S) і пружного відновлення поверхневого шару. Методика наближеного розрахунку цієї складової приведена у [13];

$\Delta R_{zт.з.}$ – збільшення висоти нерівностей, викликане тертям задньої поверхні інструмента по обробленій поверхні;

$\Delta R_{zвіб.}$ – збільшення висоти нерівностей, викликане вібраціями;

$\Delta R_{zнер.}$ – збільшення, викликане геометричними нерівностями різальних кромок;

$\Delta R_{zнар.}$ – збільшення, викликане залишками зірваного наросту.

Ці складові є наслідком дії випадкових факторів і розраховані точно бути не можуть. Тому на сьогоднішній день шорсткість обробленої поверхні визначається, як правило, експериментально.

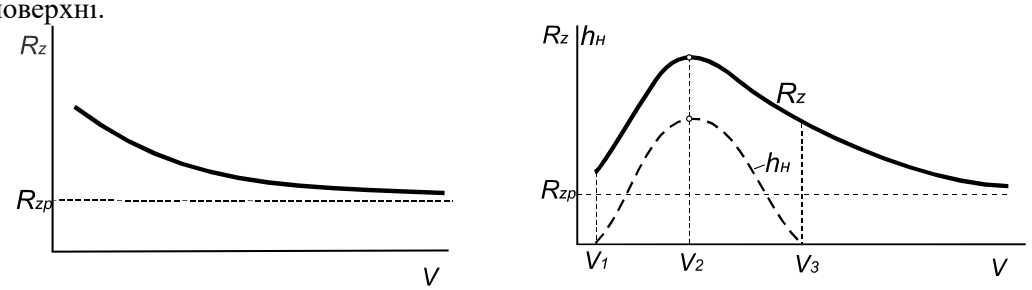
8.2.1. Вплив параметрів процесу різання на шорсткість обробленої поверхні

Зменшити спотворення розрахункового профілю нерівностей обробленої поверхні можна тими ж способами (зміною режимів різання, геометрії інструмента, введенням МОР тощо), які зменшують негативний вплив зазначених вище факторів: тобто пластичної деформації, вібрацій і тертя у зоні різання, нерівностей поверхонь різальних лез інструмента і наросту.

Наростоутворення різко погіршує шорсткість поверхні через нестійкий стан наросту. На обробленій поверхні залишаються задирки і часточки зруйнованого наросту. Тому для поліпшення шорсткості поверхні необхідно змінювати умови різання з метою ослаблення цього явища або виходу із температурної зони, де воно відбувається. Основними засобами по боротьбі з наростом є: збільшення переднього кута, підвищення твердості оброблюваного матеріалу (термічним обробленням або попереднім пластичним деформуванням), застосуванням МОР, нанесенням зносостійких покриттів на поверхню інструмента або введенням у зону різання високочастотних коливань.

Швидкість різання на висоту нерівностей впливає по-різному, залежно від того, схильний чи ні оброблюваний матеріал до наростоутворення (рис. 8.8).

Якщо матеріал не схильний до наростоутворення, то по мірі збільшення швидкості різання висота нерівностей постійно зменшується (рис.8.8, а). Це пов'язане зі зменшенням степені пластичної деформації і середнього коефіцієнта тертя (див. формулу (4.38)). Вплив швидкості різання у цьому випадку не дуже сильний, і її потрібно збільшити у десятки разів, щоб одержати відчутне зниження шорсткості обробленої поверхні.



а) **б)**

Рисунок 8.8. Схема впливу швидкості різання на висоту мікронерівностей R_z при обробленні матеріалу, не схильного до наростоутворення (а) і матеріалу, схильного до наростоутворення (б)

Якщо матеріал схильний до наростоутворення, то висота нерівностей перебуває у прямій залежності від висоти наросту (рис. 8.8, б). При збільшенні швидкості різання від V_1 до V_2 висота наросту росте і через це росте висота нерівностей, досягаючи максимуму при найбільшому розвитку наросту. Подальше збільшення швидкості супроводжується зменшенням наросту, і тому R_z також зменшується. При швидкостях різання, більших, ніж швидкість V_3, наріст зникає, вплив швидкості проявляється у чис-

тому виді, а висота нерівностей безупинно зменшується. Таким чином, для одержання низької шорсткості обробленої поверхні необхідно працювати зі швидкостями різання (температурними умовами), більшими, ніж швидкість V_3, що відповідає зникненню наросту, або меншими V_1, коли він ще не з'явився.

Залежність шорсткості від подачі наведена на рис. 8.9. Збільшення шорсткості з ростом подачі вище S_1 пояснюється збільшенням висоти розрахункових нерівностей і залишкового перетину зрізуваного шару (див. рис. 2.30 і рис.8.7). Однак при зниженні подачі до деякого значення S_1 шорсткість спочатку знижується, а потім знову росте. Це пов'язане з тим, що значення зменшуваної товщини зрізуваного шару виявляється співрозмірною з радіусом округлення різальної кромки ρ, і процес стружкоутворення у таких умовах стає нестійким. Через це зростають степінь пластичної деформації, сили тертя на задній поверхні і висота мікронерівностей.

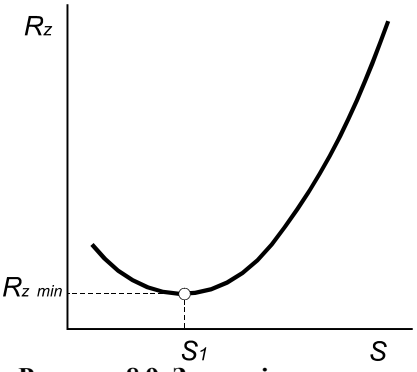


Рисунок 8.9. Залежність висоти нерівностей *Rz* від подачі

Глибина різання (ширина зрізуваного шару) на висоту нерівностей значного впливу не виявляє.

Зношування інструмента у більшості випадків також приводить до росту висоти мікронерівностей через збільшення коефіцієнта тертя на задній поверхні і пластичних деформацій металу при його контакті із фаскою зношування на задній поверхні.

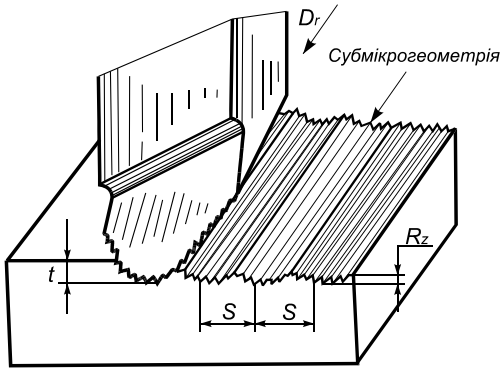


Рисунок 8.10. Формування субмікрогеометрії поверхні при струганні

При операціях шліфування, полірування і доведення поверхнева пластична деформація від дії безлічі зерен сприяє одержанню фактичних нерівностей, менших за величиною у порівнянні з нерівностями, що виникають як геометричні сліди різальних рухомих елементів (абразивних зерен). Тобто за певних умов має місце вигладжування поверхні.

При особливо точних, чистових операціях іноді виникає необхідність урахування субмікрогеометрії поверхні, що може формуватися мікронерівностями різальної кромки інструмента. (рис. 8.10).

На шорсткість обробленої поверхні істотний вплив виявляє **жорсткість технологічної пружної системи різання** через свій вплив на амплітуду вібрацій. Відомо, що шорсткість різко збільшується у зв'язку з виникненням вібрацій у процесі оброблення.

8.3. Формування фізико-механічних властивостей поверхневого шару

Тонкий поверхневий шар деталей після оброблення має інші механічні, фізичні і хімічні властивості та напружений стан, чим у глибинній частині металу. Глибина по-

верхневого шару залежно від виду оброблення знаходиться у межах від декількох десятитисячних до сотих і десятих доль міліметра й істотно впливає на працездатність деталей машин. Відмінність властивостей тонких поверхневих шарів від властивостей серцевини обумовлена сумарним впливом механічних, теплових і фізико-хімічних процесів на поверхню металу при обробленні різанням.

8.3.1. Зміцнення поверхневого шару

При різанні пластичних матеріалів, під дією силових навантажень у зоні стружкоутворення і на площадці контакту із задньою поверхнею відбуваються інтенсивні пластичні деформації, що викликають наклеп обробленої поверхні, через що вона зміцнюється, підвищується її мікротвердість і знижується пластичність. Одночасно зі зміцненням у результаті виділеного при пластичній деформації тепла у матеріалі відбуваються процеси відпуску, що викликають зниження твердості і знеміцнення.

Кінцевий стан поверхневого шару визначається співвідношенням процесів зміцнення і знеміцнення, що залежить від переважаючої ролі у зоні різання силового або теплового фактора. У зв'язку із цим, усяка зміна режимів різання, що викликає збільшення зусиль різання і степеню пластичної деформації, веде до підвищення степеню наклепу. Збільшення тривалості їх впливу на поверхневий шар приводить до збільшення глибини поширення наклепу.

Зміна режимів, що приводить до росту кількості теплоти у зоні різання і збільшення тривалість теплового впливу, підсилює інтенсивність відпуску, що знімає наклеп поверхневого шару.

Степінь наклепу N у процесі оброблення визначається відношенням зростання мікротвердості металу поверхневого шару $H_{\text{п}}$ до мікротвердості основного металу або серцевини H_c (у відсотках):

$$N = \frac{100\,\% \times (H_{\text{п}} - H_{\text{с}})}{H_{\text{с}}}$$

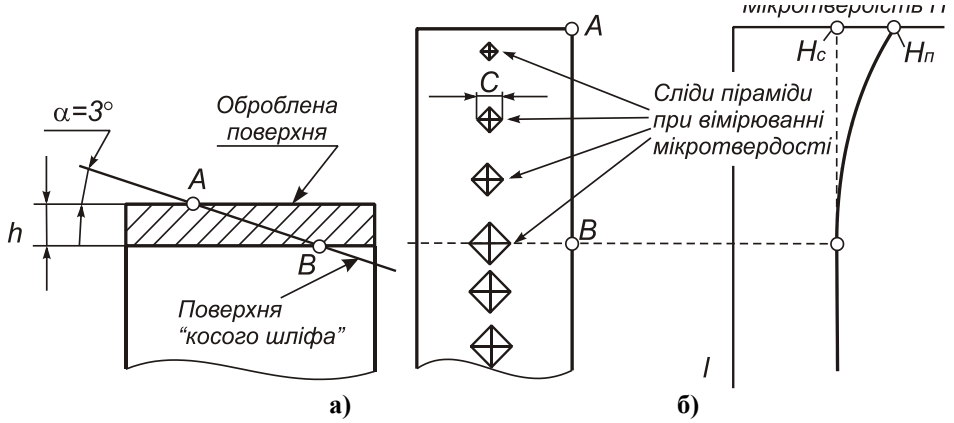


Рисунок 8.11. Визначення степеню і глибини наклепу методом вимірювання мікротвердості на косому шліфі

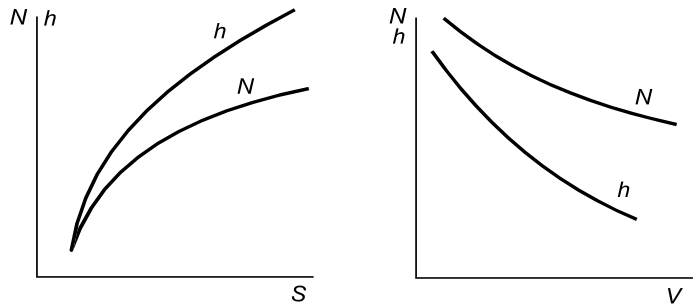
Для визначення глибини наклепаного шару виконують зріз (косий шліф) під кутом до обробленої поверхні і вимірюють мікротвердість поверхні уздовж цього косого

шліфа (рис. 8.11, а). Глибина наклепаного шару h визначається через відстань від точки А до точки В, де мікротвердість перестає змінюватись (рис. 8.11, б).

$$h = AB \cdot \sin\alpha.$$

Глибина наклепу змінюється у діапазоні від 0,4...0,5 мм при чорновому обточуванні, до 0,07...0,09 мм при чистовому і до 0,04...0,06 мм при шліфуванні. Степінь наклепу відрізняється для різних матеріалів у діапазоні від 20...30 % для твердої сталі, до 90...100 % – для алюмінію.

Вплив подачі і швидкості різання на степінь наклепу N і глибину наклепаного шару h наведені на рис 8.12. Збільшення подачі приводить до збільшення як степеню, так і глибини наклепаного шару, а збільшення швидкості різання приводить до зниження цих характеристик. Наведені криві показують, що у першому випадку домінуючим є силовий фактор, а у другому – температурний. Підвищення зношування інструмента збільшує степінь наклепу і глибину наклепаного шару.



а) **б)**

Рисунок 8.12. Залежність степеню наклепу N і глибини наклепаного шару h від подачі (а) і швидкості (б) при обточуванні

8.3.2. Формування залишкових напружень

Залишковими напруженнями називають напруження у поверхневому шарі деталей, які виникають у ході якого-небудь оброблення та існують при відсутності будь-яких інших зовнішніх впливів, наприклад температурних або силових.

За ознакою протяжності силового поля розрізняють:

- **макронапруження** (напруження 1-го роду), що охоплюють області, порівнянні з розмірами деталі;
- **мікронапруження** (напруження 2-го роду), що поширюються на окремі зерна металу або на групи зерен;
- **субмікронапруження** (напруження 3-го роду), що відносяться до спотворення атомної решітки кристалу.

Говорячи про залишкові напруження у поверхневому шарі деталі, мають на увазі тільки макронапруження (1-го роду).

Основними причинами виникнення макронапружень є неоднорідність пластичної деформації і локальний характер нагрівання металу поверхневого шару, а при наявності фазових перетворень – і різниця об'ємів створюваних нових структур. Залежно від умов різання напружений стан поверхневого шару буде визначатися або домінуючим впливом одного із зазначених факторів, або спільною їхньою дією.

Механізм виникнення макронапружень при обробленні різанням полягає у наступному. При переміщенні інструмента внаслідок тертя між його задньою поверхнею і новою утвореною поверхнею деталі, верхні шари останньої піддаються пластичній деформації розтягу, а шари металу, що лежать нижче, розтягуються пружно. Після проходження леза пружно розтягнуті внутрішні шари прагнуть повернутися у вихідне положення, але цьому перешкоджають зовнішні пластично деформовані шари. У результаті верхні шари виявляються стисненими, а внутрішні – частково розтягнутими.

З іншого боку, поверхневі шари металу, нагріваючись у процесі різання, прагнуть розширитися, однак цьому перешкоджають більш холодні внутрішні шари, отже, перші піддаються стиску, а другі – розтягу. При більш інтенсивному нагріванні напруження на поверхні перевищать межу текучості, що викличе додаткову пластичну деформацію стиску верхніх шарів металу і перерозподіл макронапружень. Під час наступного охолодження зовнішні шари прагнуть скоротитися, але не до початкової довжини, а більше (на величину їхнього пластичного стиску), чому будуть перешкоджати пружно навантажені внутрішні шари. У результаті цього у зовнішніх шарах виникнуть напруження розтягу, а у внутрішніх – напруження стиску.

Таким чином, залежно від умов оброблення різанням домінуючим може бути або механічний фактор, і тоді на поверхні виникнуть макронапруження стиску, або тепловий фактор, і тоді на поверхні виникнуть макронапруження розтягу.

Наведена схема буде порушена, якщо процес різання супроводжується фазовими перетвореннями, що є іноді більш сильним джерелом макронапружень у поверхневих шарах, чим механічний і тепловий фактори.

При різанні лезовим інструментом (обточуванні, фрезеруванні, свердлінні і т.п.) залишкові напруження створюються головним чином під дією силового поля. Температура різання має другорядне значення. При обробленні крихких матеріалів залишкові напруження стискаючі, а при обробленні пластичних матеріалів найчастіше – розтягуючі.

На рис. 8.13 представлена епюра зміни величини залишкових напружень залежно від глибини їх залягання *l* при обробленні більшості пластичних матеріалів. У дуже тонкому шарі товщиною 0,001–0,004 мм (зона I) діють стискаючі напруження, величиною 150...200 МПа.

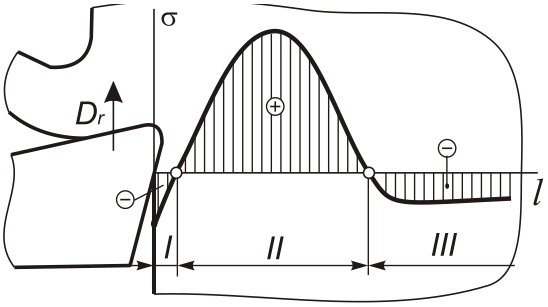


Рисунок 8.13. Епюра зміни залишкових напружень по глибині поверхневого шару [7]

У зоні II, глибина якої залежить від режиму різання і переднього кута інструмента, діють розтягуючі напруження величиною 300...400 МПа (конструкційні сталі) і 700...900 МПа (нержавіючі і жароміцні сталі). Довжина зони II у 10 і більше разів перевершує довжину зони I і тому стан поверхневого шару визначають характер і величина напружень у зоні II.

У зоні III, що врівноважує дію залишкових напружень перших двох зон – напруження стискаючі (величина цих напружень 20...60 МПа – для конструкційних сталей і 200...300 МПа – для важкооброблюваних матеріалів.

Величина і глибина залягання залишкових напружень залежать від переднього кута інструмента, подачі (товщини зрізуваного шару), швидкості різання, степеню

зношування інструмента. Графіки впливу *S, V* і γ на величину тангенціальних напружень σ та глибину їх залягання *l* представлені на рис. 8.14 [4].

При збільшенні швидкості різання абсолютна величина розтягуючих залишкових напружень збільшується, але глибина їх залягання зменшується (рис. 8.14, б).

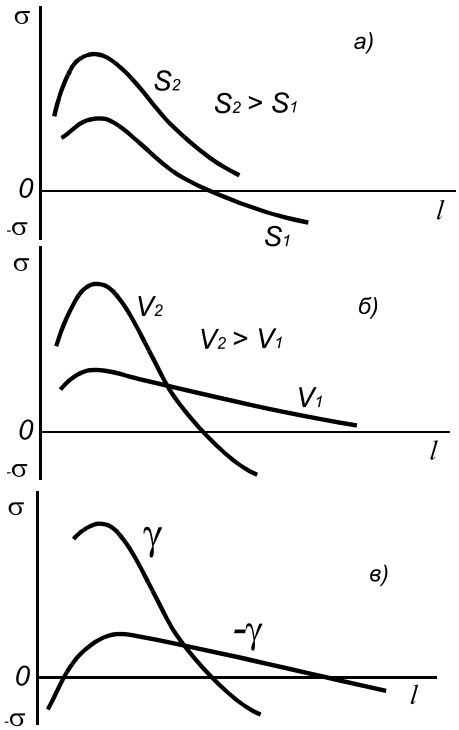


Рисунок 8.14. Схема впливу подачі *S*, швидкості різання *V* і переднього кута γ на величину і глибину залягання залишкових напружень

При швидкостях різання *V* >150...170 м/хв. утворення поверхневого шару при обробленні вуглецевої сталі стабілізується і швидкість різання перестає впливати на залишкові напруження.

Ріст подачі також збільшує величину розтягуючих напружень, але при цьому дещо росте і глибина їх залягання (рис. 8.14, а).

При переході від позитивних передніх кутів до негативних (до значень, порядку γ= -15°) розтягуючі напруження різко зменшуються, але одночасно збільшується глибина їхнього залягання (рис. 8.14, в). Тому одним із засобів створення стискаючих напружень у поверхневому шарі деталі є використання негативних передніх кутів і збільшеного радіуса округлення різальної кромки – ρ.

Зі збільшенням зношування інструмента спостерігається збільшення як величини розтягуючих залишкових напружень, так і глибини їх залягання

При високотемпературному режимі оброблення (шліфуванні) залишкові напруження утворюються внаслідок високої температури поверхневого шару і є завжди розтягуючими.

8.3.3. Структурно-фазові зміни у матеріалі виробу

При обробленні деталей у результаті дії високих температур у поверхневому шарі можуть відбуватися структурні зміни, що приводять до вторинного гартування і утворення поверхневого шару підвищеної твердості у порівнянні з основною структурою металу. З іншого боку, при обробленні загартованих металів під дією температур можуть відбуватися процеси відпуску, що знижують вихідну твердість матеріалу.

Так, наприклад, при шліфуванні сталі ШХ15 та інших високолегованих загартованих сталей, у результаті вторинного гартування утворюється поверхневий шар, що має аустенітно-мартенситну структуру. Цей білий шар, що слабо піддається травленню кислотою, має підвищену у порівнянні з основним металом твердість і крихкість. Нижче цього шару лежить перехідна зона зі структурою, що складається із троститу або сорбіту, що має твердість нижче вихідної.

Підвищену твердість і крихкість білого поверхневого шару визначають особливості його структури. Вона відрізняється від структури сталі після звичайного загарту-

вання, підвищеним змістом залишкового аустеніту (до 80%) і збільшеним значенням параметра кристалічної решітки.

Структурні перетворення, пов'язані з перебудовою і зміною розмірів кристалічних ґраток, вносять значні зміни у напружений стан поверхневого шару. Іноді напруження досягають таких значень, при яких з'являються поверхневі тріщини [11].

8.4. Вплив основних показників якості на експлуатаційні властивості деталей

Найважливішими експлуатаційними характеристиками деталей машин є зносостійкість і опір втомі.

Зносостійкість визначає опір поверхні деталі зношуванню (тобто мікроруйнуванню у вигляді окремих часток) у процесі експлуатації.

Опір втомі характеризує здатність деталі протистояти багаторазово повторюваним знакозмінним навантаженням у процесі експлуатації. Недостатній опір втомі приведе до інтенсивного зародження і розвитку тріщин та швидкій поломці деталі.

Умови експлуатації деталей різноманітні, у зв'язку з чим, до них висувають додаткові вимоги, такі як корозійна стійкість, відбивна здатність, електричні, магнітні, естетичні властивості і т.п.

При конструюванні і у процесі виготовлення деталей важливо знати, як впливають характеристики поверхонь деталей на їх експлуатаційні властивості.

8.4.1. Вплив шорсткості

Шорсткість істотно впливає на зносостійкість контактуючих деталей. Установлено, що для кожної пари поверхонь тертя існує оптимальна величина шорсткості, що залежить від умов навантаження контакту. У випадках, коли початкова шорсткість більше оптимальної, у процесі експлуатації якийсь час (час припрацювання) спостерігається підвищене зношування контактуючих поверхонь, доти, поки шорсткість не досягає оптимальної величини, що відповідає мінімальної інтенсивності зношування (рис.8.15).

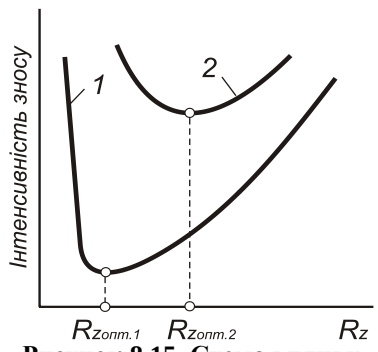


Рисунок 8.15. Схема впливу висоти нерівностей R_z на зношування залежно від умов роботи пари тертя
(1 – легкі умови; 2 – важкі умови)

Існування оптимальної шорсткості пояснюється наступними обставинами. При наявності на поверхнях тертя нерівностей, висота яких перевищує оптимальні значення, зростають механічне зачеплення, їх сколювання і зрізання, у результаті чого відбувається підвищене зношування деталей. При висоті нерівностей, менше оптимального значення на поверхні погано втримується мастило, зношування зростає внаслідок більш щільного зіткнення поверхонь тертя, що призводить до молекулярного зчеплення і схоплювання.

Як відзначалося, оптимальна по зносостійкості шорсткість поверхні деталей залежить від виду з'єднання і конкретних умов експлуатації. Так, для робочих поверхонь бігових доріжок підшипників кочення оптимальна шорсткість R_a = 0,04...0,08 мкм, для дзеркала цилін-

дрів двигунів R_a = 0,08...0,32 мкм, для пальця у з'єднанні його з поршнем R_a = 0,16...0,63 мкм, для отвору у бобишці поршня R_a = 0,63...1,25 мкм.

На інтенсивність зношування деталей впливає не тільки висота, але і напрямок нерівностей вихідної шорсткості поверхонь тертя.

При легких умовах роботи і рідинному терті кращі результати мають місце при співпадінні напрямку слідів нерівностей із напрямком переміщення деталей тертя. У цих умовах має місце більша площа контакту поверхонь, розділених шаром мастильної речовини.

При важких умовах роботи, коли тиски значні і змащення недостатнє, рекомендується створювати на поверхнях перехресні сліди нерівностей, при яких не відбувається повного витискування мастильного матеріалу, зменшується ймовірність схоплювання і появи задирок.

Опір втомі деталей істотно залежить від шорсткості поверхонь. Втомному руйнуванню металу сприяють окремі дефекти і нерівності на поверхні деталі, які є джерелами концентрації напружень. При грубому обробленні, коли на поверхні є глибокі риски, останні виступають у ролі первинних джерел концентрації напружень. У западинах нерівностей при циклічних і знакозмінних навантаженнях виникають субмікроскопічні тріщини, які надалі розростаються і приводять до утворення втомних тріщин і руйнування деталі. Є загальна закономірність, яка показує, що опір утоми вище у деталей, поверхні яких мають меншу висоту мікронерівностей.

Корозійна стійкість зі зменшенням шорсткості підвищується. Чим грубіша шорсткість, тим більше на ній западин і глибоких рисок, на дні яких збираються кородуючі речовини, і тому там корозія поверхні відбувається інтенсивніше.

8.4.2. Вплив зміцнення (мікротвердості) поверхневого шару

Підвищення мікротвердості (степеню наклепу) обробленої поверхні приводить до підвищення її зносостійкості. Причому мікротвердість, так само як і шорсткість має своє оптимальне значення, що формується у процесі експлуатації пари тертя.

Зміцнення поверхневого шару дуже впливає на опір втомі деталей машин. При цьому наклепаний шар перешкоджає розвитку існуючих і виникненню нових втомних тріщин. Виникнення нових втомних тріщин у деталях з наклепаним поверхневим шаром відбувається під цим шаром, і розвиток їх спостерігається при більш високих напруженнях і більшому числі циклів навантаження у порівнянні з деталями, що не мають наклепу. Отже, наклепаний шар зменшує інтенсивність впливу всіляких геометричних і структурних концентраторів напружень, підвищуючи тим самим опір утоми.

Однак наклеп поверхні від попереднього проходу механічного оброблення впливає на зношування і стійкість інструмента, що виконує наступне оброблення. **Тому глибина різання при чистовому обробленні призначається таким чином, щоб різальне лезо працювало з-під наклепаного шару.**

Наклеп поверхневого шару деталей при механічному обробленні знижує у більшості випадків їхню корозійну стійкість. При пластичному деформуванні полікристалічного металу у ньому створюються мікро-неоднорідності, що сприяють виникненню великої кількості гальванічних мікроелементів. У результаті неоднорідного деформування зерен металу накопичена енергія підвищується нерівномірно і по-різному змінюється електродний потенціал. Феритні зерна, як більш наклепані, стають анодами, а

менш наклепані перлітні зерна – катодами. При цьому прискорюється адсорбція, і більш інтенсивно розвиваються корозійні та дифузійні процеси [5].

8.4.3. Вплив залишкових напружень

На сьогодні встановлено, що залишкові напруження у поверхневому шарі деталей незалежно від їхнього знака не чинять помітного впливу на зносостійкість деталей при терті. Пояснюється це тим, що у процесі тертя відбувається інтенсивне пластичне деформування контактуючих поверхонь. Залишкові напруження, створені механічним обробленням, знімаються у початковому періоді зношування, а потім у процесі тертя поступово виникають залишкові напруження стиску, які не залежать від залишкових напружень у поверхневому шарі металу, що діяли там на початку тертя.

Найбільш помітний вплив залишкові напруження чинять на опір деталей утомі. Дослідження показують, що стискаючі напруження підвищують границю витривалості, а розтягуючі – зменшують її. Є дані про те, що стискаючі залишкові напруження у поверхневих шарах деталей підвищують також надійність з'єднань із натягом. Нагрівання деталей до порівняно невисоких температур, приводить до релаксації залишкових напружень і тоді вони вже не впливають на границю витривалості.

8.4.4. Вплив структури поверхневого шару

Зміна структури значно впливає на працездатність контактної поверхні деталі. Білий шар вторинного гартування, що не труїться кислотою, має підвищену твердість, тому досить добре працює в умовах зношування. Але при циклічних контактних навантаженнях білий шар схильний до утворення втомних тріщин і викришувань.

У зв'язку з відзначеною особливістю оцінка ролі білого поверхневого шару може бути дана з урахуванням експлуатаційних вимог до деталі.

У деталях, що піддаються контактним циклічним навантаженням, білий поверхневий шар, що утворюється після шліфування повинен бути видалений на фінішних операціях. Якщо ж деталі працюють на стирання, з метою збільшення їхньої зносостійкості білий поверхневий шар повинен бути збережений.

При шліфуванні деталей під дією високих температур може відбуватися не тільки рівномірне вторинне загартування, але і місцеві фазові і структурні перетворення. Вони проявляються у формі окремих пригарів (припалів) і супроводжуються зміною кольорів ділянок поверхні обробленої деталі [11].

Структурні зміни у місцях припалів приводять до локальної об'ємної зміни, що викликає появу внутрішніх неоднакових напружень різних знаків. Якщо напруження перевищують міцність металу, відбувається розрив поверхневого шару деталі у центрі або на границях ділянки припалу, тобто у місці найбільшої концентрації внутрішніх напружень. Поява тріщин на поверхні деталі різко знижує опір втомі. Ділянки м'якого відпущеного металу мають знижену зносостійкість, у результаті чого спостерігається нерівномірне зношування деталей.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Назвіть основні показники якості деталей?
2. Від яких факторів залежить розрахункова величина мікронерівностей R_{zp}?

3. Чому спостерігається невідповідність висоти розрахункового і дійсного профілю шорсткості поверхні деталі?

4. Як режими різання впливають на шорсткість поверхні?

5. Охарактеризуйте роль силового і теплового факторів у формуванні зміцнення поверхневого шару.

6. Які причини виникнення залишкових напружень?

7. Чому виникають структурні зміни у поверхневому шарі?

8. Назвіть найважливіші експлуатаційні характеристики деталей.

9. Охарактеризуйте вплив шорсткості, зміцнення, залишкових напружень і структурних змін на експлуатаційні характеристики деталей.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 8

1. Сулима А.М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов / А.М.Сулима, И.И.Евстигнеев. – М. : Машиностроение, 1974. – 256 с.
2. Исаев А.И. Микрогеометрия поверхности при токарной обработке / А.И. Исаев. – М. ; Л. : АН СССР, 1950. – 107 с.
3. Кравченко Б.А. Повышение выносливости и надежности деталей машин и механизмов / А.Б. Кравченко и др. – Куйб. кн. изд-во, 1965. – 222 с.
4. Кравченко Б.А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов / А.Б. Кравченко. – Куйб. кн. изд-во, 1962. – 179 с.
5. Развитие науки о резании металлов / [Коллектив авторов] ; под. ред. Н.Н.Зорева. - М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
6. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
7. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
8. Вульф А.М. Резание металлов / А.М. Вульф. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.
9. Панкин А.В. Обработка металлов резанием / А.В. Панкин. – М. : Машгиз, 1962. – 520 с.
10. Горелов В.М. Резание металлов / В.М. Горелов. – М. : Машгиз, 1959. – 256 с.
11. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес / А.А. Якимов. – Одесса : ОПИ, 2003. – 456 с.
12. Мазур Н.П. Общая методика определения расчетных неровностей поверхностей, обработанных методом огибания / Н.П. Мазур // Резание и инструмент: респ. межвед. научн.-техн. сборник. – Харьков : Вища школа ; ХГУ, 1984. – №31. – С. 75–82.
13. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В.Новикова. – Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.

РОЗДІЛ 9. ОСНОВНІ ПОНЯТТЯ ПРО СИСТЕМУ РІЗАННЯ ТА ЇЇ СКЛАДОВІ

9.1. Поняття про систему різання

Процес різання – це процес взаємодії ріжучого леза з матеріалом зрізуваного шару, що супроводжується відділенням стружки й утворенням нової поверхні. Стружкоутворення, зношування різального інструменту та створення нової поверхні на виробі, здійснювані одночасно, складають у сукупності деяку цілісність, названу М.І.Клушиним [1] системою різання (СР), що у свою чергу є підсистемою замкнутої динамічної системи верстата (ДСВ) – обробної системи (ОС) (рис. 9.1). Система різання, як елемент ОС являє собою складну структуру, властивості якої визначаються багатьма факторами: властивостями оброблюваного та інструментального матеріалів, технологічного середовища, конструкцією інструмента і геометрією його лез, режимом різання, жорсткістю елементів ДСВ тощо. СР є системою відкритою і погано організованою. Це зв'язано у першу чергу з тим, що процеси, що відбуваються у ній, визначаються дією факторів, що перебувають у тісній взаємодії і характеризуються численними прямими і зворотними зв'язками. Вона не може бути розчленована на підсистеми однієї фізичної природи, описувані певною множиною рівнянь або показників. Аналіз показує, що всі процеси, що відбуваються при різанні, є результатом обміну енергією між СР й іншими підсистемами ДСВ (пружна система верстата, тертя у з'єднаннях, електропривод), що становлять еквівалентну пружну систему (див. рис. 9.1).



Рисунок 9.1. Взаємозв'язок факторів стану обробної системи X_i з вихідними показниками її функціонування Y_j

А.Н. Рєзніков [2] показав, що система різання, названа ним ***робочим процесом***, є складовою частиною технологічної системи (ТС) механічного оброблення різанням, що представляє собою підсистему першого рівня (рис. 9.2) і включає у себе, крім СР, заготовку, інструмент, устаткування, мастильно-охолоджувальне технологічне середовище, засоби контролю й управління. Її основним завданням є виконання технологічного процесу (ТП), пов'яза-

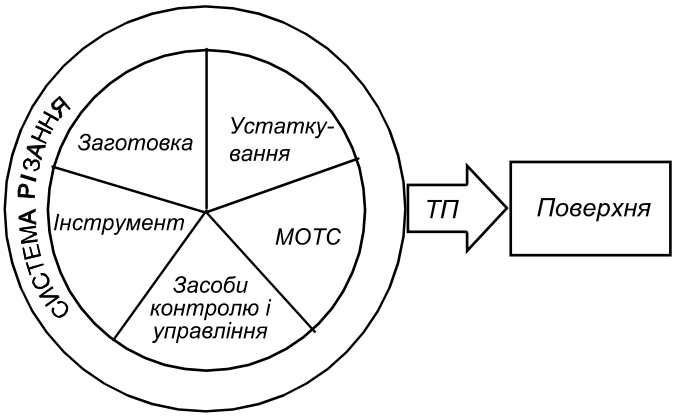


Рисунок 9.2. Структурна схема технологічної підсистеми першого рівня

ного зі зміною розмірів, форми і властивостей поверхні та матеріалу оброблюваної заготовки. Таким чином, технологічна система механічного оброблення різанням є деяким інструментом перетворення оброблюваної (вхідної) поверхні з відомими властивостями в оброблену (вихідну) – з бажаними (заданими) властивостями. При цьому, власне, перетворення здійснюється системою різання, а інші компоненти ТС задають режим (умови) цього перетворення, забезпечують підведення енергії до системи різання, визначаючи його результати – технологічні й економічні показники процесу та якість обробленої поверхні.

З погляду кібернетичного аналізу систему різання можна характеризувати як «**об'єкт**» (**робочий процес**), на який ззовні впливає ряд факторів (параметрів): вхідні; керуючі; збурюючі.

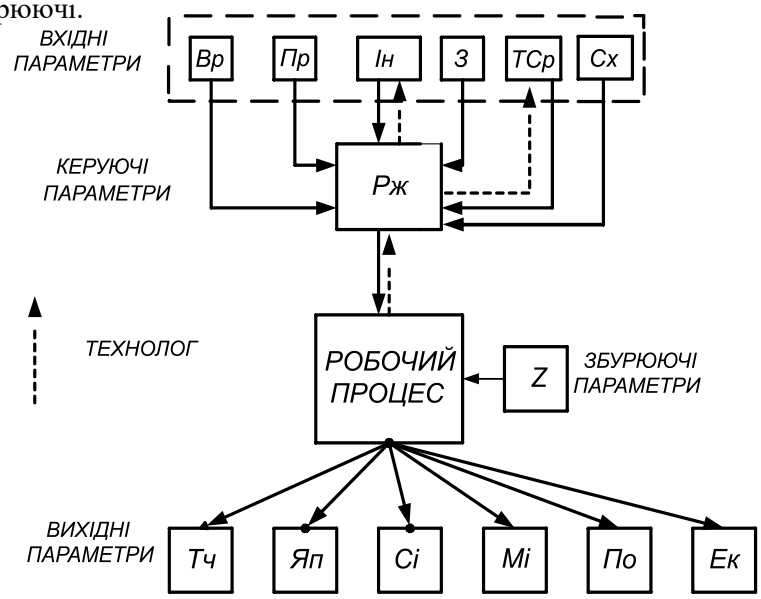


Рисунок 9.3. Структурна схема технологічної системи оброблення різанням

Вхідними прийнято називати параметри (фактори), значення яких можна виміряти (оцінити), але не можна або недоцільно у момент практичної реалізації процесу змінювати. Вхідними параметрами при механічному обробленні є (рис. 9.3): заготовка (З) – матеріал, розміри , припуск на оброблення, допуски на розміри та ін.; оброблювана система – верстат (Вр), пристосування (Пр), інструмент (Ін), технологічне середовище (ТСр), схема оброблення (Сх) та ін.

Керуючими називають параметри, на які можна впливати відповідно до вибору розробника (технолога) або виходячи з існуючих вимог, що дозволяє керувати робочим процесом (станом системи), наприклад, режимом різання (Рж) – як сукупністю значень *V, S, t*.

Збурюючими називаються параметри, значення яких змінюються випадково з часом та які, як правило, у момент практичної реалізації робочого процесу недоступні для вимірювання (нерівномірність припуску, неоднорідність властивостей оброблюваного матеріалу, висота наросту тощо).

Результатом сумарного впливу вхідних, керуючих і збурюючих факторів, є показники стану системи різання або ***вихідних*** параметрів. До них при механічному обробленні відносять: продуктивність оброблення (По), точність оброблених поверхонь (Тч), стійкість (Сі) і міцність (Мі) інструмента, якість поверхні (Яп), економічні показники процесу (Ек) та ін.

Часто вхідні й керуючі параметри називають первинними, а вихідні – вторинними параметрами технологічної системи оброблення.

Первинні параметри задає конструктор (матеріал заготовки, її розміри, необхідна точність оброблення) і технолог (оброблювана система – верстат, пристрій, інструмент, технологічне середовище, схема оброблення – припуск на оброблення і режим різання).

Вхідні параметри ТС визначають умови оброблення (режим різання), робочий процес та її вихідні параметри. При цьому режим різання відіграє роль регулятора, за допомогою якого можна для забезпечення оптимальних значень вихідних параметрів впливати на робочий процес із урахуванням властивостей підсистеми «деталь – обробна система».

Вторинні (вихідні) параметри характеризуються технологічними показниками. Вони визначаються як результат впливу процесу різання, здійснюваного при заданій обробній системі, на заготовку (експлуатаційні характеристики деталі, у тому числі, досягнута точність оброблення і якість поверхні), інструмент (його стійкість і міцність), верстат і пристрій. Ці параметри значною мірою визначають продуктивність й економічність оброблення.

У загальному випадку процес оброблення різанням можна характеризувати сукупністю **заданих** (***вимоги оброблення*** – оброблюваний матеріал, продуктивність оброблення, допуски розмірів, форми і розташування поверхонь, параметри якості поверхні, витрати на оброблення), **вибраних** (***умови оброблення***) **і випадкових** (нерівномірність припуску, неоднорідність матеріалу зрізуваного шару, наріст, стан різального інструменту – крихке руйнування ріжучої кромки, пластична деформація різального леза, розмір площадки зношування та ін.) **факторів**.

Забезпечення необхідної працездатності й надійності інструмента, а, отже, і оброблювальної системи у цілому, можна домогтися оптимізацією (підбором) вибраних факторів (рис. 9.4) і у першу чергу: інструментального матеріалу, конструктивних параметрів інструмента, схеми різання, режимів різання, якості поверхонь леза, контактних процесів. При цьому необхідно враховувати, що на рівні оптимальних значень обираних факторів істотний вплив чинить динамічний стан оброблювальної системи

Стабільність одержуваних значень вторинних параметрів останнім часом стає одним з основних показників методу оброблення. Розсіювання цих значень обумовлено дією всіх складових технологічної системи, і зокрема, нестабільністю таких фізичних характеристик оброблюваного та інструментального матеріалу, як густина, міцність, пластичність та ін.

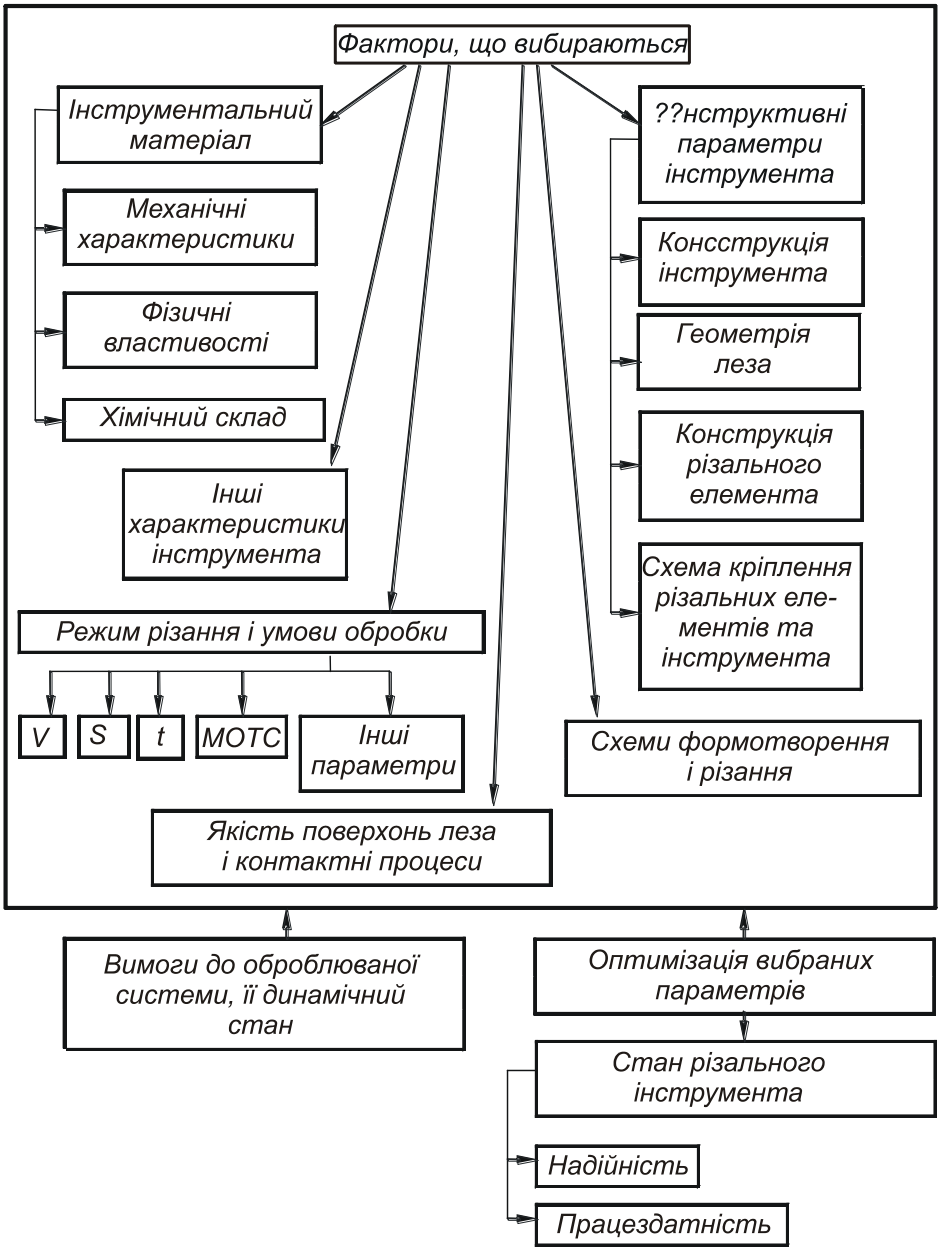


Рисунок 9.4. Схема взаємозв'язку факторів, що визначають працездатність і надійність обробної системи [3]

Стабільність сил, температури різання та інших параметрів при механічному обробленні має особливе значення при побудові адаптивних оброблюваних систем.

Таким чином, технологічна система оброблення визначає взаємозв'язок між первинними (вхідними) параметрами, робочим процесом і вторинними (вихідними) параметрами.

9.2. Робочий процес як фізико-хімічна взаємодія елементів процесу різання

Система різання (робочий процес) являє собою складний комплекс взаємозалежних і взаємообумовлених явищ і процесів, що супроводжують відділення від заготовки зрізуваного шару і формування нової поверхні: відносний рух, пружні, пластичні деформації і руйнування; стружкоутворення, тертя й адгезія на робочих поверхнях інструмента; теплоутворення і тепловідвід; наростоутворення; зношування інструмента; фізико-хіміко-механічні зміни оброблюваного й інструментального матеріалів; електричні, хімічні, дифузійні та інші процеси.

Умови механічної взаємодії робочих поверхонь леза інструмента з оброблюваним матеріалом вивчаються у розділі фізики процесу різання на основі визначення закономірностей пружних і пластичних деформацій зрізуваного шару, а також його руйнування з урахуванням тертя на контактних поверхнях інструмента. На основі цього будується схема процесу стружкоутворення, знаходяться діючі напруження, величини деформацій, сили, робота й потужність різання.

У термодинаміці процесу різання визначаються закономірності перетворення підведеної енергії, що супроводжуються поглинанням і виділенням теплоти, де найбільше значення має перетворення механічної енергії у теплову. Під впливом виникаючих при різанні температур можуть відбуватися структурні перетворення й змінюватися будова та фізико-хімічні властивості оброблюваного й інструментального матеріалів. Відомо, що ці процеси можуть впливати як на стійкість, надійність і довговічність інструмента, так і на якість обробленої поверхні.

При різанні в умовах інтенсивного тертя протікають адгезія (схоплювання), дифузійні й хімічні процеси через утворення у зоні відділення стружки хімічно чистих (ювенільних) поверхонь. Ці поверхні перебувають у досить активному стані і, взаємодіючи з навколишнім технологічним середовищем, істотно впливають на процес різання: у результаті зміни коефіцієнта тертя і фізико-хіміко-механічного стану поверхонь, що іноді погіршує якість обробленої поверхні. Наприклад, при обробленні різанням заготовки з титанового сплаву внаслідок дифузії кисню в оброблюваний матеріал і його наводнювання відбувається інтенсивне утворення окалини та окрихчування матеріалу поверхневого шару деталі.

Електромагнітні явища при різанні обумовлені декількома процесами, один із яких – інтенсивне нагрівання зони контакту інструмента із заготовкою, тобто утворення «спаю» двох різнорідних металів – термопари. У результаті цього у замкнутому ланцюзі «інструмент – заготовка» виникає термо-ЕРС.

Зв'язки між елементами структурної схеми можуть бути безпосередніми або опосередкованими. Кожне з досліджуваних явищ, що діють у процесі різання, може впливати як безпосередньо, так і через зміну ряду інших закономірностей, що зв'язують два досліджуваних параметри, тобто опосередковано.

Таким чином, оброблення різанням являє собою комплекс фізичних (механічних, теплових, електричних) і хімічних процесів, об'єднаних між собою системою прямих і зворотних зв'язків, що визначають як детермінований, так і статистичний взаємозв'язок первинних і вторинних параметрів. Вивчення й моделювання системи різання дозволяє встановити роль окремих фізичних і хімічних явищ й у результаті одержати основу для оптимізації процесу різання.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Яку систему можна назвати системою різання? Назвіть її складові.
2. Охарактеризуйте систему різання, як елемент обробної системи.
3. Охарактеризуйте взаємозв'язок факторів стану обробної системи з вихідними показниками її функціонування.
4. Охарактеризуйте структурну схему технологічної підсистеми першого рівня. Яке її призначення?
5. Охарактеризуйте структурну схему технологічної системи оброблення різанням.
6. Які фактори технологічної системи називають вхідними? Приведіть приклади.
7. Які параметри технологічної системи називають збурюючими? Приведіть приклади.
8. Які параметри технологічної системи називають керуючими? Приведіть приклади.
9. Які параметри технологічної системи називають вихідними? Приведіть приклади.
10. Які параметри технологічної системи називають первинними? Хто їх задає?
11. Які параметри технологічної системи називають вторинними? Якими технологічними показниками вони характеризуються?
12. Охарактеризуйте схему взаємозв'язку факторів, що визначають працездатність і надійність обробної системи.
13. Що визначає технологічна система оброблення?
14. Охарактеризуйте систему різання (робочий процес) як комплекс взаємозалежних і взаємообумовлених явищ і процесів, що супроводжують відділення від заготовки зрізуваного шару й формування нової поверхні
15. Перерахуйте явища і процеси, що супроводжують відділення від заготовки зрізуваного шару та формування нової поверхні.
16. Які закономірності вивчаються у фізиці процесу різання?
17. Які закономірності визначаються термодинаміці процесу різання?
18. Якими процесами обумовлені електромагнітні явища при різанні?
19. Охарактеризуйте технологічну систему оброблення як комплекс фізичних (механічних, теплових, електричних) і хімічних процесів, об'єднаних між собою системою прямих і зворотних зв'язків.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 9

1. Клушин М.И. Оптимизация условий резания на технологической операции / М.И. Клушин // Оптимизация технологических процессов механосборочного производства: сб. докладов всесоюзной научн.-техн. конф. – М. : Станкин, 1978. – С. 17–23.
2. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологической системе / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1990. 288с.
3. Разработка научных основ и принципов практического применения нестационарных видов обработки резанием на базе попутного тангенциального точения : дис...докт. техн. наук : 05.03.01 : захищена 20.10.2000 : затв. 15.03.2001 / Залога Вільям Олександрович. – Сумы ; Харьков, 2000. – 327 с.

РОЗДІЛ 10. ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ

Визначення режимів оброблення різанням є найважливішою техніко-економічною задачею у галузі машинобудування. У залежності від поставленої задачі вона може вирішуватися за два етапи:

- визначення режимів оброблення заготовок на основі наближених розрахунків із застосуванням довідників;
- оптимізація режимів різання за яким-небудь критерієм оптимальності. Оптимальність режимів різання може визначатися продуктивністю, економічністю або точністю оброблення, якістю поверхневого шару та експлуатаційною надійністю і довговічністю деталей машин.

Режим різання визначається трьома параметрами: швидкістю різання, глибиною і подачею. Одночасно з визначенням цих параметрів передбачається вирішення питання про використовуваний на даній операції різальний інструмент та обладнання, де здійснюється оброблення.

Визначення режимів різання може здійснюватися трьома методами [18]:

1. Експериментальний метод. Проведенням дослідів (як правило, стійкісних) знаходять параметри режиму різання, що можуть бути застосовані при виконанні даної операції. Цілком очевидно, що при даному методі знайдений режим різання не буде оптимальним.

2. Використання накопиченого досвіду. При цьому визначення режимів різання може здійснюватися двома способами: вибір за допомогою нормативної довідкової літератури [11, 14] (табличний спосіб) і розрахунок за допомогою емпіричних формул, які є результатом математичного оброблення даних накопиченого досвіду. Такий спосіб називається аналітичним [1, 5, 16, 17, 19, 20]. У той же час, накопичені дані (банки даних) не можуть враховувати всі можливі умови різання в конкретній операції, а тим більше, з появою нових оброблюваних та інструментальних матеріалів, конструкцій інструментів та ін. Даний метод має низьку надійність оптимізації режимів оброблення і вимагає корекції результатів розрахунку безпосередньо на верстаті.

3. Розрахунок режимів різання з використанням теоретичних (фізичних) прогнозуючих моделей процесу різання. Даний метод у перспективі буде найбільш загальним і точним та дозволить одержати дійсно оптимальні значення режимів різання.

10.1. Основні правила вибору послідовності визначення елементів режимів різання

Однією із найважливіших задач є встановлення послідовності вибору (визначення) швидкості різання, подачі і глибини різання, щоб одержати найкращий результат. Наприклад, в умовах серійного виробництва дуже важливою характеристикою є продуктивність оброблення різанням, що визначається об'ємом знятого матеріалу за одиницю часу:

$$Q = VSt.$$

Як видно із цієї формули, V, S і t впливають на продуктивність однаково. Все рівно, з чого починати і який параметр режиму різання збільшувати у першу чергу. У той же час, як було показано раніше, V, S і t по-різному впливають на температуру рі-

зання, інтенсивність зношування і стійкість різального інструменту (див. розділ 7). Це добре видно з формули (7.14) для періоду стійкості інструмента:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} S^q t^p},$$

де $m_1 >> q > p$.

Саме це співвідношення і показує, що найменше на температуру різання, а отже, на інтенсивність зношування різального інструменту впливає зміна глибини різання. Потім йде зміна подачі, а сильніше всіх на температуру та інтенсивність зношування впливає зміна швидкості різання. Тому при рівному впливі на продуктивність оброблення першим (максимально великим) має призначатися той параметр, збільшення якого найменш істотно зменшує стійкість інструмента, тобто глибина різання – *t*. Другою, виходячи із цього принципу, призначається подача, а останньою – визначається швидкість різання. У деяких випадках *V* і *S* призначаються одночасно (так звана – двопараметрична оптимізація) при виконанні всіх обмежень, що накладаються на *S*.

10.2. Загальні методичні вказівки для розрахунку режимів різання при обточуванні, свердлінні, фрезеруванні

10.2.1. Вихідні дані

Для розрахунку режиму різання необхідні наступні вихідні дані, що обираються із креслень заготовки та деталі, а також із урахуванням особливостей оброблення на даному обладнанні:

1) марка оброблюваного матеріалу і його характеристики міцності: для сталей – границя міцності R_m або твердість НВ (HRC), для чавунів – твердість НВ; спосіб одержання заготовки (штампування, кування, литво, прокат); стан поверхні заготовки (ливарна кірка, окалина після гарячого прокатування, штампування і т.п.);

2) розміри заготовки та обробленої деталі;

3) необхідна точність (квалітет) і шорсткість обробленої поверхні, властивості поверхневого шару;

4) метод кріплення заготовки: у патроні, у центрах, у патроні із притисканням вільного торця центром задньої бабки (для верстатів токарної групи); на столі або у пристосуванні (для свердлильних і фрезерних верстатів). Наприклад, при обточуванні жорстких заготовок (тобто при відношенні довжини заготовки до її діаметра $L/d \le 6$) кріплення здійснюється у патроні; при обробленні недостатньо жорстких заготовок ($6 < L/d \le 12$) – або у двох центрах, або у патроні і центрі; при обробленні нежорстких заготовок ($L/d > 12$) – у центрах зі встановленням люнету.

10.2.2. Вибір устаткування

Залежно від операції (обточування, свердління, фрезерування) вибирається тип і модель верстата [16]. Як правило, вона обирається з урахуванням габаритних розмірів заготовки і оброблюваних поверхонь. Для перевірочних розрахунків режимів різання необхідні наступні паспортні дані верстата:

1) ряд частот обертання шпинделя (при дискретному регулюванні);

2) ряд подач (при дискретному регулюванні);
3) найбільше допустиме зусилля подачі;
4) потужність приводу головного руху;
5) ККД приводу головного руху верстата.

Зазначені дані приводяться у паспортах верстатів, довідковій і методичній літературі, наприклад [10, 14, 13 та ін.].

10.2.3. Вибір різального інструменту

При обробленні на сучасних верстатах рекомендується використовувати складені або збірні конструкції різальних інструментів, у яких виготовляють: робочу (різальну) частину – із інструментального матеріалу, кріпильну – зі звичайних конструкційних матеріалів [12, 21]. Виняток складають малорозмірні та слюсарні інструменти, виготовлені цільними з інструментального матеріалу, а також інструменти, зроблені з вуглецевих (ГОСТ 435–77) і легованих (ГОСТ 5950–73) інструментальних сталей.

Експлуатаційні і технологічні властивості та рекомендовані області застосування найпоширеніших швидкорізальних сталей наведені у [16].

Тверді сплави у вигляді пластин з'єднують із кріпильною частиною за допомогою напаювання або спеціальних високотемпературних клеїв. Змінні твердосплавні і мінералокерамічні непереточувані пластини, закріплюють механічним способом [12, 16, 21]. Малорозмірні твердосплавні інструменти (кінцеві та дискові фрези, свердла, зенкери, розвертки та ін.) виготовляють у вигляді твердосплавних стрижнів, що припаюють до хвостовиків; вставок і коронок або цільними.

Марки твердих сплавів і рекомендовані області їх застосування наведені у [8, 11, 15, 16, 17 та ін.]. Оптимальну марку твердого сплаву зі списку рекомендованих слід вибирати з урахуванням умов оброблення на кожній конкретній операції. При цьому перевагу необхідно віддавати інструменту зі змінними непереточуваними пластинами (ЗНП), що дозволяє застосовувати більш зносостійкі тверді сплави із покриттями, які ефективні для більшості поширених видів оброблення різанням конструкційних і низьколегованих сталей та чавунів.

У сучасних умовах варто більш широко застосовувати інструменти із мінералокераміки та оснащені НТМ. Рекомендації з вибору форми та розмірів перерізу різців і різальних пластин, методу кріплення пластин і геометричних параметрів різальої частини інструментів наведені у [8, 12, 16, 19, 21 та ін.], а також у розділі 3.

Рекомендації з вибору інструментів та їх геометричних параметрів для оброблення отворів (свердел, зенкерів, розверток), плоских і фасонних поверхонь (кінцевих, дискових і торцевих фрез) містяться у [8, 15, 16, 17 та ін.].

10.2.4. Призначення глибини різання

Оскільки глибина різання t найменше впливає на стійкість інструмента, її доцільно призначати якомога більшою, щоб зрізати припуск за найменше число проходів. При чорновому (попередньому) обробленні призначають глибину різання, рівною всьому припуску на оброблення або більшій його частині; при чистовому (викінчувальному) обробленні – залежно від вимог до точності розмірів і шорсткості обробленої поверхні. Наприклад, при обточуванні [2, 16], якщо параметр шорсткості обробленої

поверхні $R_a = 3{,}2$ мкм і точність *IT*10–*IT*11, глибина різання рекомендується *t*=0,5...2,0 мм; а якщо $R_a = 0{,}8...2{,}5$ мкм і точність *IT*8–*IT*7, то *t*=0,1…0,4 мм.

Слід мати на увазі, що при роботі на універсальних верстатах середньої потужності (16К20, 6М12Н, 6М82 та ін.), навіть при відсутності обмежень з точності оброблення максимальна глибина різання не повинна перевищувати: при обточуванні – 8...10 мм, при фрезеруванні циліндричними фрезами – 10...12 мм, при фрезеруванні торцевими фрезами – 12...15 мм [10]. Рекомендації з вибору глибини різання наведені в [9, 15, 17 та ін.].

10.2.5. Розрахунок (вибір) періоду стійкості інструмента

У багатьох випадках період стійкості можна призначити відповідно до рекомендацій довідників [8, 15, 16, 17 та ін.] залежно від характеру виконуваної операції, інструментального матеріалу, конструктивних елементів інструмента тощо. Наприклад, середнє значення періоду стійкості при одноінструментному токарному обробленні – 30...60 хв. [16], при торцевому фрезеруванні залежно від діаметра фрези – 120...400 хв. [16], при свердлінні і розсвердленні конструкційних сталей свердлами зі швидкорізальної сталі залежно від діаметра свердла 15...110 хв., при свердлінні чавуну – 20...170 хв. [16].

При виборі періоду стійкості можуть бути два варіанти: 1) прийняти більшу величину *T*, рідко переналагоджувати верстат і загострювати інструмент, але працювати з малою швидкістю, а значить – з малою продуктивністю різання; 2) прийняти малу величину періоду стійкості, працювати із великою швидкістю різання, але часто загострювати інструмент і переналагоджувати верстат. Визначити, який з варіантів є більш вигідним, можна, тільки задавшись додатковими критеріями оптимізації.

10.2.6. Критерії оптимізації при визначенні режимів різання і призначенні стійкості різального інструменту

Визначення оптимальних режимів різання може здійснюватися, виходячи з наступних додаткових критеріїв оптимізації:

1) мінімуму змінної частки собівартості (так званий, економічний критерій) [1, 2, 3, 4 та ін.];

2) максимуму продуктивності оброблення (за мінімумом машинного часу) [1, 2];

3) максимуму одержуваного прибутку (з урахуванням стану ринку вироблених виробів) [6];

4) максимальної кількості деталей, оброблених інструментом за один його період стійкості;

5) максимальної кількості деталей, оброблених інструментом за повний термін його служби із урахуванням всіх його загострювань;

Ці критерії визначають значення відповідних стійкостей: економічної стійкості, стійкості максимальної продуктивності і стійкості максимального прибутку. Більш детально це питання розглянуте у розділі 11.

Подальший розрахунок режимів різання може виконуватися за декількома варіантами.

10.2.7. Аналітичний спосіб розрахунку режиму різання

1. **Вибір подачі**. Значення подачі вибирається залежно від виду і умов оброблення (чорнового або чистового), глибини різання і діаметра оброблення за формулами або за таблицями значень рекомендованих подач із відповідної нормативно-довідкової літератури [2, 6, 11, 16, 17]. При цьому обов'язково враховуються технологічні обмеження:

- при чорновому обробленні подача на оберт (подача на зуб при фрезеруванні) встановлюється з урахуванням жорсткості технологічної верстатної системи, жорсткості заготовки, способу її кріплення, міцності і жорсткості робочої частини різального інструменту, міцності механізму подачі верстата, а також установленої глибини різання. Із всіх подач, визначеними цими умовами, вибирається мінімальна.
- при чистовому обробленні величину подачі необхідно погоджувати із заданою шорсткістю обробленої поверхні і квалітетом точності, з огляду на можливий при цьому прогин заготовки під дією сил різання і одержані похибки геометричної форми обробленої поверхні [7, 16, 17]. Як правило, для всіх способів чистового оброблення регламентується подача на оберт інструмента або заготовки.

Таблиці рекомендованих подач складені для загальних випадків, але у них наведені поправочні коефіцієнти для конкретної операції (наприклад, уточнення на оброблюваний матеріал, матеріал різальної частини інструмента, на стан оброблюваної поверхні та ін.).

Після вибору нормативної подачі виконують перевірочні розрахунки. Наприклад, подачу, вибрану для чорнового обточування із заданою глибиною різання, перевіряють за міцністю механізму подачі верстата. При цьому визначають для даного переходу силу подачі і зіставляють її із силою, що допускається механізмом подачі верстата $P_в$, указаною у його паспорті:

$$P_x = C_{px} \cdot t^{x_{px}} \cdot S^{y_{px}} \cdot K_{px} \le P_в \qquad (10.1)$$

або

$$S_{д.ст} \le [\, P_в / C_{px} \cdot t^{x_{px}} \cdot S^{y_{px}} \cdot K_{px} \,]^{\frac{1}{y_{px}}} . \qquad (10.2)$$

Кількість таких перевірок може бути декілька. Якщо обрана подача не задовольняє умовам міцності або жорсткості, необхідно її зменшити до допустимої.

Слід зазначити, що силу різання можна було б зменшити і зменшенням глибини різання, яка впливає на неї більш вагомо. Проте, зменшують саме подачу, тому що при зменшенні глибини відразу з'являється необхідність у другому проході і зростає час оброблення. Крім того, глибина різання незначно впливає на зміну періоду стійкості інструмента або допустиму швидкість, тоді як при зменшенні подачі період стійкості або V зростають більш істотно.

Необхідно відзначити, що на практиці перевірочні розрахунки за формулами виконуються порівняно рідко через їхню складність. При потребі користуються таблицями гранично допустимих подач, що наводять у ряді довідників [16, 17], вибираючи з них мінімальну.

Якщо механізмом верстата забезпечується безступінчасте регулювання подачі, для подальших розрахунків приймається рекомендоване значення. В іншому випадку, подача на оберт корегується за паспортними даними верстата. Приймається в якості

дійсної найближче менше значення або більше, якщо воно не перевищує рекомендоване на 5%.

2. **Визначення швидкості різання і числа обертів**. За формулами, аналогічними (7.14), розраховується швидкість різання, залежно від виду оброблення:

- при обточуванні – $$V = \frac{C_V}{T^{m_V} \cdot S^{y_V} \cdot t^{x_V}} \cdot k_V ,$$ (10.3)

де $k_V = k_{мV} \cdot k_{nV} \cdot k_{iV} \cdot k_{\varphi V} \cdot k_{rV} \cdot k_{\varphi_1 V}$. (два останніх коефіцієнти враховуються лише для інструментів зі швидкорізальної сталі); (при струганні використовується та ж формула, але вводиться додатковий коефіцієнт $k_{\text{пер}}$, що враховує переривчастий характер оброблення);

- при свердлінні (параметр *t* не враховується) і розсвердленні –

$$V = \frac{C_v \cdot D^{q_V}}{T^{m_V} \cdot S^{y_V} \cdot t^{x_V}} \cdot k_V ,$$ (10.4)

де $k_V = k_{мV} \cdot k_{пV} \cdot k_{iV} \cdot k_{lV}$.

- при фрезеруванні – $$V = \frac{C_V \cdot D^{q_V}}{T^{m_V} \cdot S_z^{y_V} \cdot t^{x_V} \cdot B^{u_V} \cdot Z^{p_V}} \cdot k_V ,$$ (10.5)

де $k_V = k_{мV} \cdot k_{пV} \cdot k_{iV}$.

Потім за формулою $n = 1000V / \pi D_{max}$ – розраховується число обертів *n*, що корегується за паспортом верстата тільки у меншу сторону і приймається в якості дійсного (D_{max} – максимальний діаметр поверхні різання. Наприклад, для розточування – діаметр обробленої поверхні деталі, обточування – діаметр оброблюваної поверхні заготовки).

Після цього визначається дійсна швидкість різання. Якщо верстат оснащений безступінчастим регулюванням числа обертів шпинделя, приймається рекомендоване значення. Для операцій фрезерування за формулами п. 2.1 визначають подачу на оберт і хвилинну подачу ($S = S_z \cdot z$ і $S_{хв} = S \cdot n = S_z \cdot z \cdot n$). Останню корегують за паспортним даними коробки подач фрезерного верстата (як правило, у меншу сторону). Прийняте значення $S_{хв}$ використовується для розрахунку дійсної подачі на зуб фрези:

$$S_{zд} = S_{хв} / n \cdot z$$

3. При чорновому обробленні визначаються **сили і потужність різання** за статистичними експериментальними формулами [16, 17]:

- при обточуванні і фрезеруванні – $N_р = P_z \cdot V_д / (1000 \cdot 60)$; (10.6)

де $P_z = 9{,}8 \cdot C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}} \cdot S^{y_{P_z}} \cdot V^{z_{P_z}} \cdot k_{P_z}$ – при обточуванні ($k_{pz} = k_{мpz} \cdot k_{\varphi pz} \cdot k_{\gamma pz} \cdot k_{\lambda pz} \cdot k_{rpz}$);

$P_z = \frac{9{,}8 \cdot C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}} \cdot S_{zд}^{y_{pz}} \cdot B^{y_{P_z}} \cdot z^{P_{P_z}} k_{P_z}}{D^{q_{P_z}}}$ – при фрезеруванні ($k_{pz} = k_{мpz}$);

- при свердлінні і розсвердленні – $$N_р = M_{кр} \cdot n_д / 9750 ,$$ (10.7)

де $M_{кр} = 9{,}8 \cdot C_M \cdot D^{x_M} \cdot S^{y_M} \cdot k_M$ і ($k_M = k_{мр}$).

Якщо виявиться, що потужності електродвигуна верстата, на якому має проводитися оброблення, не достатньо (з урахуванням ККД приводу), потрібно вибрати потужніший верстат. Якщо це неможливо, необхідно зменшити обрані значення n (V) або S. Зменшення n (V) є більше вигідним, тому що машинний час буде таким же, як і при зменшенні S, але зате період стійкості інструмента значно зросте.

4. Визначення машинного (основного) часу. Машинний (основний) час витрачається на безпосередню зміну розмірів, форми, фізико-хімічних властивостей або зовнішнього вигляду оброблюваної заготовки. При обробленні на металорізальних верстатах цей час розраховується за формулою:

$$\tau_{\text{м}} = \frac{L_{\text{р.х}}}{S_{\text{хв}}} i, \tag{10.8}$$

де $L_{\text{р.х}}$ – розрахункова довжина робочого ходу інструменту з рухом подачі, мм; i – число робочих ходів інструменту (число проходів); $S_{\text{хв}}$ – швидкість руху подачі V_s (хвилинна подача), мм/хв.

Якщо при обробленні регламентується подача на оберт заготовки чи інструмента, то формула (10.8) запишеться у виді:

$$\tau_{\text{м}} = \frac{L_{\text{р.х}}}{n \cdot S} i.$$

Особливості розрахунку машинного (основного) часу обумовлені, головним чином, визначенням розрахункової довжини оброблення (рис. 10.1):

$$L_{\text{р.х}} = l + l_{\text{вр}} + l_{\text{п}} + l_{\text{пв}}, \tag{10.9}$$

де l – довжина оброблюваної поверхні; $l_{\text{вр}}$ – величина врізання та $l_{\text{п}}$ – величина перебігу інструменту. У деяких випадках при обробленні на автоматизованому устаткуванні добавляється гарантована величина підводу інструмента $l_{\text{пв}}$ з механічною подачею. Для ручного підводу $l_{\text{пв}} = 0$.

Значення $l_{\text{вр}}$, $l_{\text{п}}$ та $l_{\text{пв}}$ вибирають за нормативними таблицями [14] або визначають розрахунком. В останньому випадку значення $l_{\text{вр}}$ для різних видів оброблення розраховуються за формулами:

– обточування, розсвердлювання, зенкерування (рис.10.1,а):

$$l_{\text{вр}} = t / tg\varphi; \tag{10.10}$$

– циліндричного фрезерування (рис. 10.1,б):

$$l_{\text{вр}} = \sqrt{t(D-t)}; \tag{10.11}$$

– торцевого симетричного фрезерування (рис.10.1,в):

$$l_{\text{вр}} = 0{,}5 \cdot (D - \sqrt{D^2 - B^2}); \tag{10.12}$$

– свердління (рис. 10.1, г)

$$l_{\text{вр}} = 0{,}5D / tg\varphi, \tag{10.13}$$

де D – діаметр фрези або свердла, мм; B – ширина фрезерування, мм.

Величина перебігу приймається у загальному 2…3 мм, крім спеціальних випадків оброблення:

- при обробленні в упор або свердлінні глухого отвору приймають $l_{\text{п}} = 0$;
- при чистовому торцевому фрезеруванні – $l_{\text{п}} = D + (2...5)$, мм.

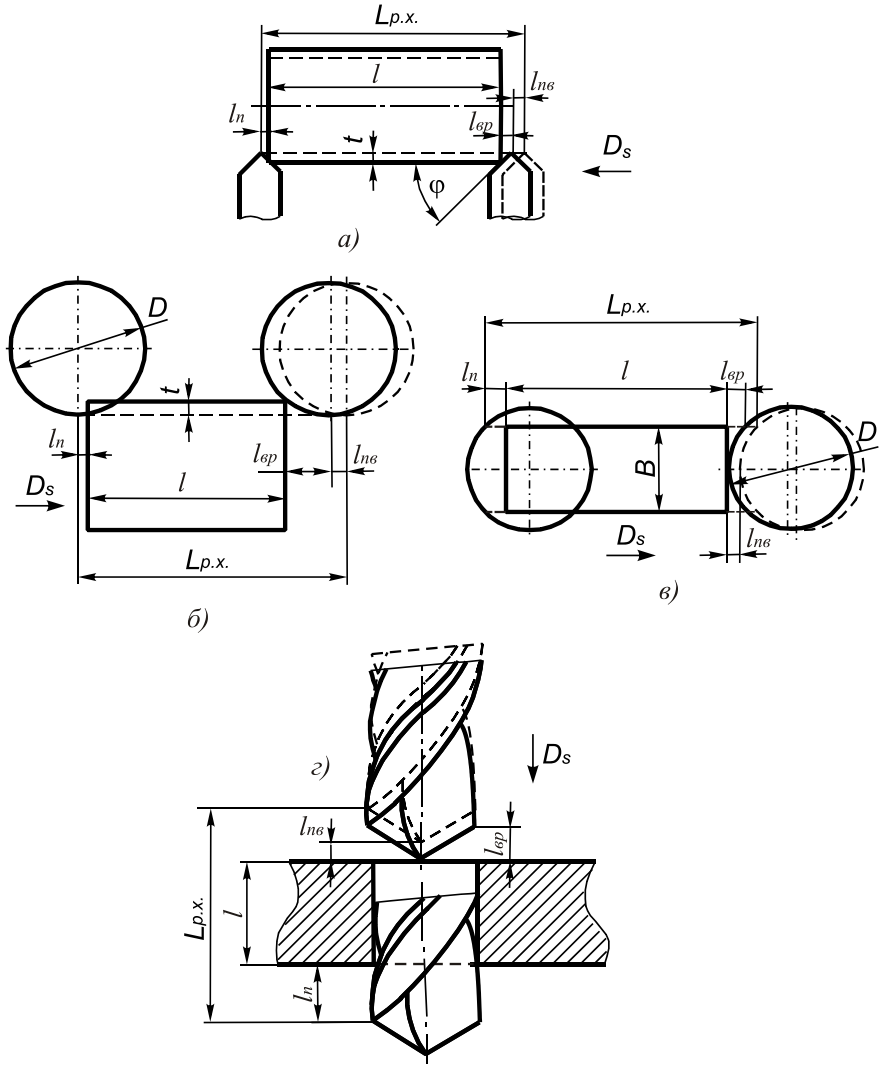


Рисунок 10.1. Схеми для визначення довжини робочого ходу інструмента при обточуванні (а), фрезеруванні (б, в) та свердлінні (г)

10.2.8. Табличний спосіб розрахунку режимів різання

Аналітичний спосіб визначення оптимальних режимів різання для кожної операції є досить трудомістким і зараз реалізується переважно на ЕОМ. Табличний спосіб вирішення цієї задачі з'явився раніше інших способів у вигляді рекомендацій, оптимальних з погляду досвідчених фахівців в області режимів різання. Аналіз показав, що практично всі підприємства у повсякденній роботі використовують збірники нормати-

вів, зокрема [11, 14]. У цих збірниках емпіричні формули, у тому числі і степеневі залежності, представляються у вигляді таблиць, складених для різних комбінацій оброблюваного та інструментального матеріалів із урахуванням змінних параметрів, що додатково впливають на процес різання. Принцип призначення режимів різання за таблицями той же, що і при розрахунку за емпіричними формулами, але більш простий з погляду обчислювальних процедур і більш громіздкий з погляду нагромадження та зберігання інформації, необхідної для вибору режиму оброблення, а також недостатньо гнучкий при призначенні режимів різання для нових або специфічних виробничих умов.

Використання на підприємствах для розрахунку режимів різання і норм часу централізовано розроблених нормативів, дозволяє значно скоротити різнобій у нормах і заробітній платі та забезпечити приблизно однаковий рівень напруженості норм на різних виробництвах [18]. Однак необхідно враховувати, що загальномашинобудівні нормативи забезпечують тільки передумови для встановлення норм рівної напруженості, але не гарантують їхнє виконання. Багато чого залежить від виробничого досвіду користувача і правильності використання нормативів. Крім того, на багатьох підприємствах застосовується ряд специфічних оброблюваних матеріалів і різальних інструментів, у тому числі і нових, що вимагає застосування або інших методів призначення режимів різання, або додаткової розробки нормативів силами заводських лабораторій і нормативно-дослідних бюро. Саме це і визначає необхідність набуття навичок розрахунку режимів різання табличним способом.

Розглянемо коротко особливості вибору оптимального режиму різання при табличному способі.

1. ***Подача***. При чорновому обробленні подача призначається по картах [11, 14] із урахуванням оброблюваного матеріалу, розмірів оброблюваної поверхні, розмірів інструмента, матеріалу різальної частини. При чистовому обробленні подача призначається, виходячи з вимог шорсткості поверхні, оброблюваного матеріалу, матеріалу різальної частини інструмента.

Обрана для чорнового оброблення подача перевіряється за міцністю механізму подачі верстата. У окремих випадках, наприклад, роботах з напруженими режимами різання або при обробленні зі збільшеними вильотами корпусу різця ($l_{\text{р}} > 1{,}5H$), маложорстких заготовок ($L/d > 10$) обрана подача повинна додатково перевірятися за міцністю корпусу різця, пластинки твердого сплаву, прогином заготовки і т.п. Ці дані наведені у додатках до нормативів. Якщо обрана подача не задовольняє цим умовам, необхідно встановлену за нормативами подачу знизити до значення, допустимого міцністю механізму подачі або міцністю (жорсткістю) розглянутої ланки.

2. **Швидкість і потужність різання**. Після вибору глибини різання і подачі за відповідними картами призначається швидкість різання залежно від оброблюваного матеріалу, глибини різання, подачі, головного кута в плані [11, 14].

$$V = V_{\text{таб}} \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot (k_4 \cdot k_5), \qquad (10.14)$$

де $k_1 ... k_5$ поправочні коефіцієнти на швидкість різання. Не дивлячись на інші позначення, ці коефіцієнти несуть той же зміст, що і при аналітичному розрахунку. Наприклад для обточування: $k_1 = k_{\text{м}V}$; $k_2 = k_{\text{п}V}$; $k_3 = k_{\text{i}V}$; іноді вводяться коефіцієнти $k_4 = k_{rV}$; $k_5 = k_{\text{МОТС}}$.

Обраний режим різання має відповідати кінематичним і динамічним можливостям верстата.

Режими різання для чорнових операцій при обробленні інструментами із твердих сплавів і швидкорізальної сталі перевіряються, в основному, за потужністю, а іноді, і за допустимою силою подачі або за крутним моментом верстата з урахуванням у кожному випадку його конструктивних особливостей, зазначених у паспорті.

Режими різання при чистовому обробленні звичайними прохідними і розточувальними різцями ($t \le 2$ мм, $S \le 0{,}6$ мм/об), фрезами, свердлами, зенкерами через незначні сили різання за потужністю не перевіряються.

Якщо обраний режим різання не відповідає зазначеним умовам, необхідно встановлену за нормативами швидкість різання знизити до значення, що допускається потужністю або крутним моментом верстата.

3. **Машинний (основний) час**. Відповідно до розрахованого режиму різання встановлюється машинний час за формулою (10.8). У додатках до нормативів наведені значення довжин врізання і переходів залежно від виду і схеми оброблення.

10.2.9. Розрахунок режимів різання за допомогою теоретичних прогнозуючих моделей

При розрахунку допустимої подачі з урахуванням обмежень по потужності приводу верстата, міцності різального інструменту або його частин, шорсткості обробленої поверхні використовуються теоретичні формули для розрахунку сил різання, наведені у розділі 5, і для розрахунку висоти нерівностей – із розділу 8.

Обмеження по стійкості інструмента використовується у ході теоретичного розрахунку допустимої швидкості різання. У цьому випадку визначається температура на задній і передній поверхнях інструмента (див. розділ 6), потім інтенсивність (швидкість наростання) зношування на них [18] і, знаючи критерій зношування, визначається дійсний період стійкості або знаходиться швидкість різання, що відповідає заданому періоду.

Враховуючи, що теоретичні моделі розрахунку інтенсивності зношування різального інструменту тільки почали розроблятися [18] а також складність математичних моделей процесу різання, даний метод може бути реалізований тільки на ЕОМ і перебуває у стадії розроблення та становлення. Однак результати такого прогнозуючого моделювання у перспективі будуть найбільш точними і дозволять зменшити обсяг робіт при корегуванні параметрів режиму різання на робочому місці.

10.3. Розрахунок режимів різання для багатоінструментного оброблення на автоматизованому обладнанні

Одним з методів підвищення продуктивності при різанні є застосування оброблення, коли одночасно працюють кілька інструментів (рис. 10.2). Такий метод використовується на багаторізцевих токарних верстатах і напівавтоматах, поздовжньофрезерувальних, багатошпиндельних свердлильних та агрегатних верстатах і автоматичних лініях.

Вибір найвигідніших режимів різання при багатоінструментному обробленні представляє складне завдання, тому що поряд з урахуванням особливостей роботи

кожного окремого інструмента необхідно зробити загальний аналіз всього налагодження, тобто сукупності інструментів, використовуваних на верстаті, і розподілу між ними переходів оброблення [2].

Основна відмінність розрахунку режимів різання для багатоінструментного налагодження від одноінструментного полягає у визначенні стійкостей різальних інструментів, як правило, різних за конструкцією і завантаженістю. Для багатоінструментного налагодження періоди стійкості мають бути більшими, тому що значно зростають витрати часу на заміну і підналагодження інструментів, їхня сумарна вартість і витрати на загострювання.

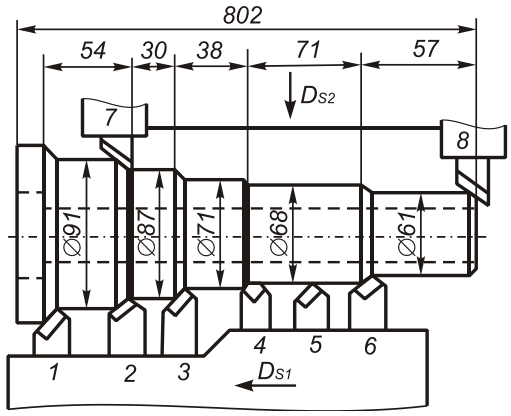


Рисунок 10.2. Багатоінструментне налагодження

У нормативах для багатоінструментних налагоджень найчастіше використовується спрощена методика розрахунку режимів різання, розроблена у НДІ Автопрому [1, 14]. Суть цієї методики полягає у наступному:

1. Вибираються інструментальні матеріали, конструкції, геометрія різальних інструментів і глибини різання для кожного інструмента. Глибина різання визначається конфігурацією заготовки, кількістю інструментів і, по можливості, потрібно прагнути до її максимальної величини.

2. Вибирають максимально допустимі за технологічними вимогами і конструкцією верстата подачі, спочатку для окремих інструментів, а потім для всього супорта або шпинделя. Для кожного супорта, головки, шпинделя тощо призначається подача, виходячи з кількості інструментів на даному супорті, даній головці, даному шпинделі і сумарної величини глибини різання [14, 16]:

$$S = f\left(\sum_{i=1}^{n} t_i\right), \tag{10.15}$$

де t_i – глибина різання для кожного інструмента;

n – кількість інструментів, що переміщаються з однією подачею на даному налагодженні верстата.

Якщо подачі декількох інструментів зв'язані між собою, приймають найменшу з них. У ряді випадків проводять погодження подач для різних супортів, головок, шпинделів, виходячи з однакового машинного часу на усіх робочих позиціях верстата (приймають умову рівності хвилинної подачі).

3. Вибирається найбільш навантажений (лімітуючий) інструмент. Такий інструмент має або найбільшу швидкість різання (при однаковому числі обертів для всіх інструментів – максимальний діаметр оброблення, наприклад, інструмент №1, див. рис. 10.2), або найбільший шлях різання і т.п. Такий інструмент має підналагоджуватися і змінюватися найчастіше. Пов'язані з цим простої найбільше сильно впливають на продуктивність верстата і вартість оброблення. Тому при розрахунку режимів різання для багатоінструментних верстатів за основу приймається лімітуючий інструмент. Саме для нього призначають швидкість різання, що забезпечує необхідний період стійкості.

Слід зазначити, що для багатоінструментних налагоджень табличні періоди стійкості вимірюються у хвилинах машинної роботи. Це істотна відмінність у порівнянні з одноінструментним обробленням, де період стійкості визначається у хвилинах часу різання. У першому випадку довжина робочого ходу окремого інструмента $L_{рх}$ може бути значно більше, ніж довжина його різання $L_р$. Співвідношення між ними визначається коефіцієнтом часу різання $k_{ч.р.} = L_р/L_{рх} = T/T_м$, де $T_м$ — період стійкості (у хвилинах машинної роботи).

Якщо $k_{ч.р.} \geq 0{,}7$, його не враховують і приймють $T = T_м$. Якщо ж $k_{ч.р.} < 0{,}7$, у подальших розрахунках швидкість різання знаходять для періоду стійкості $T = k_{ч.р.} \times T_м$.

4. За формулами (10.3...10.5) для лімітуючого інструмента визначаються швидкість різання і число обертів виробу або шпинделя, у якому закріплений цей інструмент. Розрахунки провадяться аналогічно одноінструментному обробленні. У випадку розгляду відразу декількох лімітуючих інструментів вибирають мінімальну серед них частоту обертання.

5. Визначаються числа обертів для інших шпинделів (виходячи з однакового машинного часу оброблення). Якщо кожному з інструментів налагодження може відповідати своя частота обертання шпинделя, наприклад для агрегатного верстата, їх визначають окремо для кожного інструмента за умови його ізольованої роботи, прийнявши період стійкості рівним $T_м$, тобто з урахуванням багатоінструментності.

6. Проводяться перевірочні розрахунки сумарної потужності всіх інструментів, необхідної для здійснення процесу різання та ін.

7. Здійснюються експериментальна перевірка розрахованих режимів різання і відповідне їхнє корегування.

Г.І. Темчиним [22] був запропонований аналітичний метод розрахунку режимів різання для багатоінструментного налагодження за критерієм мінімальної собівартості оброблення виробу (визначається економічний період стійкості, а потім швидкості різання, починаючи з п.п. 4). Аналогічні методики були розроблені для розрахунку режимів різання при роботі багатоінструментного налагодження з умови одержання максимальної продуктивності оброблення [22, 23].

10.4. Особливості розрахунку режимів різання при обробленні на верстатах із ЧПК

Вартість верстатів із ЧПК значно більша вартості звичайних верстатів без ЧПК. Тому для них економічний період стійкості зменшується (див. п.11.3) і наближається за величиною до періоду стійкості максимальної продуктивності. У той же час при роботі на автоматизованому устаткуванні потрібне підвищення надійності роботи різального інструменту. Одним з методів досягнення цього є зниження розрахованої швидкості різання на 20% і зменшення критеріїв зношування різальних інструментів. Також необхідно дотримуватись умови, щоб стійкість різального інструменту була більшою за час, необхідний для оброблення однієї деталі [12, 21].

При роботі на верстатах із ЧПК дуже часто має місце змінність глибини різання і швидкості подачі. Для спрощення розрахунку траєкторія руху інструмента відносно заготовки розділяється на ділянки, де глибина різання і подача приблизно постійні. Для кожної такої ділянки визначається своя швидкість різання.

Можливе визначення швидкості різання із використанням еквівалентних значень глибини різання і подачі [18].

$$t_{\text{e}}^{x_V} \cdot S_{\text{e}}^{y_V} = \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} l_i \cdot t_i^{m_V \cdot x_V} \cdot S_i^{m_V \cdot (y_V - 1)}}{\sum_{i=1}^{n} \frac{l_i}{S_i}} \right)^{\frac{1}{m_V}}, \qquad (10.16)$$

де l_i – довжини ділянок, для яких t і $S \approx const$; n – кількість ділянок.

Однією з переваг при використанні верстатів із ЧПК є можливість працювати зі змінними як за величиною, так і за напрямком подачами, що дозволяє у ході розрахунку корегувати траєкторію руху інструмента відносно заготовки. Наприклад, при обробленні вала з поздовжньою подачею у результаті змінної жорсткості уздовж осі вала утворюється похибка форми – «бочкоподібність». Найчастіше цю похибку зменшують за рахунок декількох чистових проходів. Однак виникаючі похибки можна заздалегідь розрахувати і попередньо внести корекцію у траєкторію руху інструмента відносно заготовки. Можливо також змінювати сили різання (а отже, і пружні переміщення інструмента відносно заготовки) за рахунок зміни величини подачі за заданим законом. Такі рішення реалізуються і для випадків змінного припуску на оброблення. У обох випадках точність поверхні забезпечується за один прохід (тобто істотно підвищується продуктивність оброблення).

При обробленні на багатоопераційних верстатах із ЧПК використовують два варіанти визначення швидкості різання. Перший застосовується для верстатів з можливістю спостереження за процесом оброблення або оснащених пристроями контролю стану різальних інструментів (див. п. 7.6). Тоді вся методика призначення режиму різання кожним інструментом відповідає випадку одноінструментного оброблення.

Другий варіант використовують при організації роботи верстатів з мінімальною участю оператора і при наявності засобів реєстрації кількості оброблених деталей або часу наробітку інструментів на відмову. Цей випадок більш докладно розглядається нижче.

1. Визначають машинний час роботи кожного інструмента. Якщо їх величини значно відрізняються, необхідно вжити заходів для їхнього вирівнювання. Це можна зробити шляхом перерозподілу між інструментами припуску на оброблення, зміни структури переходів, зменшення подач і частот обертання окремих супортів або шпинделів, у яких установлені нелімітуючі інструменти. Інтервал варіювання частот обертання шпинделів рекомендується приймати у межах:

$$n_1 = n_{min}\tau_{\text{м}max} / \tau_{\text{м}min}; \quad n_1 = n_{max}\tau_{\text{м}min} / \tau_{\text{м}max}, \qquad (10.17)$$

де n_{min}, n_{max} — найменша і найбільша частоти обертання, забезпечувані верстатом;

$\tau_{\text{м}min}$, $\tau_{\text{м}max}$ — найменший і найбільший машинний час серед інструментів налагодження.

У тому випадку, коли на багатоопераційному верстаті із ЧПК потрібно обробити певну партію деталей без зміни інструментів, після розрахунку часу різання кожним інструментом визначають кількість q_i деталей, оброблюваних ним за прийнятий період стійкості $T_{\text{м}}$ [1]:

$$\tau_{\text{р}i} = \sum_{i=1}^{k} [L_{\text{р}i} / (S_i n_i)]; \quad q_i = T_{\text{м}} / \tau_{\text{р}i}, \tag{10.18}$$

де $\tau_{\text{р}i}$ — час різання i–м інструментом на всіх переходах оброблення деталі;

k — кількість переходів оброблення поверхонь довжиною $L_{\text{р}i}$.

Для лімітуючих інструментів, які обробляють найменшу кількість деталей і вносять найбільш значний внесок у загальний час оброблення, задається кількість деталей q_T, оброблюваних за прийнятий період стійкості, що кратна об'єму партії деталей N, причому $q_T \geq q_i$. При цьому припускають, що нелімітуючі інструменти будуть замінені або після оброблення всієї партії деталей (якщо $q_i \geq 0{,}8N$), або одночасно із лімітуючими (якщо $q_i < 0{,}8N$). Таким чином, проводиться вирівнювання q_T усередині кожної групи інструментів.

Потім розраховують швидкість різання з урахуванням імовірності безвідмовної роботи інструмента. Для цього користуються відповідними поправочними коефіцієнтами [1], приймаючи за вихідну ймовірність безвідмовної роботи $P = 0{,}7$. Частота обертання інструмента на i -му переході для даної ймовірності:

$$n_{i0,7} = n_i (q_i / q_T)^{\frac{m_{Vi}}{1-m_{Vi}}}, \tag{10.19}$$

де m_{Vi}, — показник відносної стійкості інструмента при роботі на i–му переході;

n_i — розрахункова частота обертання інструмента на i –му переході.

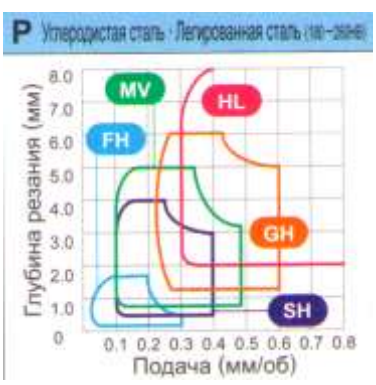
2. Після корегування режимів різання виконують перевірочний розрахунок по потужності різання. Для цього за наведеною вище формулою порівнюють суму потужностей різання всіх інструментів, що одночасно працюють на верстаті, з потужністю приводу головного руху.

Застосування сучасних твердих сплавів зі зносостійкими покриттями, мінеральної кераміки і надтвердих матеріалів при обробленні звичайних конструкційних матеріалів дозволяє практично зняти обмеження з різальної здатності інструмента. У цих випадках пріоритет одержує *умова максимального використання потужності приводу головного руху верстата*. Слідкуючі пристрої адаптивного керування на кожній ділянці різання дозволяють при заданій подачі і глибині різання збільшувати число обертів шпинделя до повного використання потужності приводу.

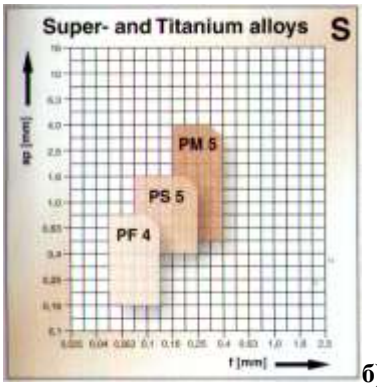
Іншою умовою для призначення режимів різання для верстатів із ЧПК може бути забезпечення стійкого стружколамання у всьому діапазоні використовуваного режиму.

Для цього призначені діаграми стружколамання, побудовані для різних матеріалів заготовки, типів корпусів (із різними кутами в плані) і стружколамних канавок на передній поверхні ЗНП (рис. 10.3). Діаграми надаються всіма фірмами, розробниками інструментів зі ЗНП. Вони використовуються або для вибору форми пластинки і її стружколамної канавки (при визначених t і S), або для перевірки умови стружколамання даною пластинкою. Для цього технолог із альбому діаграм стружколамання вибирає діаграми, що відповідають матеріалу заготовки і головному куту в плані. Потім у результаті аналізу діаграм вибирається канавка, що забезпечує ламання стружки для заданої подачі і глибини різання, або комбінацію t і S для заданої пластинки. Коли

ламання забезпечується декількома канавками, доцільно вибирати канавку з більшим радіусом (переднім кутом), тому що при цьому сила різання буде меншою.



а)



б)

Рисунок 10.3. Діаграми зон задовільного ламання стружки пластинами із різними формами передньої поверхні, фірм *Mitsubishi* (а) і *Walter* (б) (буквами позначені форми передньої поверхні пластин за класифікацією фірм)

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Які критерії оптимізації при визначенні режимів різання ви знаєте?
2. Що називається економічною стійкістю і від чого вона залежить?
3. Що називається стійкістю максимальної продуктивності?
4. Як забезпечується надійність роботи різального інструменту?
5. Який порядок визначення параметрів режиму різання і чому?
6. Як ураховується обмеження по точності оброблення при розрахунках режимів різання?
7. У чому полягають особливості розрахунку режимів різання для багатоінструментних налагоджень?
8. У чому полягають особливості розрахунку режимів різання при обробленні на верстатах із ЧПК?
9. Укажіть, які підходи до визначення режимів різання можна використати?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 10

1. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
3. Великанов К.М. Экономические режимы резания металлов / К.М. Великанов, В.И. Новожилов. – М. : Машиностроение, 1972. – 120 с.
4. Гильман А.М. Оптимизация режимов обработки на металлорежущих станках / А.М. Гильман, Л.А. Брахман, Д.И. Батищев, Л.К. Матяева. – М. : Машиностроение, 1972. – 188 с.
5. Горанский Г.К. Расчет режимов резаная при помощи ЭВМ / Г.К. Горанский. – Мн. : Госиздат БССР, 1968. – 192 с.
6. Залога В.А. Расчет режимов резания при точении, сверлении, фрезеровании : учебн.

пособие / В.А. Залога. – К. : ІСДО, 1994. – 168 с.
7. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – 2е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1976. – 144 с.
8. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент : справочник / В.С. Самойлов, Э.Ф. Эйсман, Б.А. Фальковский и др. – М. : Машиностроение, 1988. – 368 с.
9. Расчет наивыгоднейшего режима резания при точении для студентов специальностей "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты" : методические указания [по курсу "Теория резания"] / М.Ф.Семко, Н.К.Беззубенко. – Харьков : ХПИ, 1967. – 59 с.
10. Нефедов Н.А. Сборник задач и примеров по резанию металлов и режущему инструменту / Н.А. Нефедов, В.А. Осипов. – М. : Машиностроение, 1984. – 400 с.
11. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках : в 2 ч. – М. : Машиностроение, 1984 . Ч.II. – 200 с.
12. Инструментальное обеспечение автоматизированного производства: учебн. для машиностр. спец. вузов / В.А. Гречишников, А.Р. Маслов, Ю.М. Соломенцев. – М. : Высш.школа, 2001. – 271 с.
13. Пикуус М.Ю. Справочник фрезеровщика / М.Ю. Пикуус, И.М. Пикуус. – Мн. : Выш. шк., 1975. – 344 с.
14. Режимы резания металлов : справочник / под ред. Ю.В.Барановского. 3–е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1972. – 408 с.
15. Справочник металлиста / под ред. А.Н.Малова. – М. : Машиностроение, 1977. – Т.3. – 748 с.
16. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г.Косиловой, Р.К.Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
17. Справочник технолога машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Н.Малова. – М. : Машиностроение, 1972. – Т.2. – 568 с.
18. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
19. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов : справочник / В.И. Баранников, А.В. Жариков, Н.В.Юдина и др. ; под общ. ред. В.И. Баранникова. – М. : Машиностроение, 1990. – 400 с.
20. Режимы резания чёрных металлов инструментом, оснащённых твёрдым сплавом. – М. : Машгиз, 1958. – 208 с.
21. Инструмент для станков с ЧПУ, многоцелевых станков и ГПС / И.Л. Фадюшин, Я.А.Музыкант, А.И.Мещеряков и др. – М. : Машиностроение, 1990. – 272 с.
22. Темчин Г.И. Многоинструментальные наладки, теория и расчет / Г.И. Темчин. – М. : Машгиз, 1963. – 543 с.
23. Розенберг А.М. Расчет наивыгоднейшего режима резания и стойкости режущего инструмента: учебное пособие / А.М. Розенберг. – Томск : ТПИ, 1963. – 50 с.

РОЗДІЛ 11. ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

11.1. Постановка задачі оптимізації

Сучасний підхід до вирішення задачі вибору оптимальних умов різання ґрунтується на використанні методів математичного програмування. Відповідно до цього підходу постановка задачі оптимізації режимів різання полягає у тім, що за даними вимогами до виготовленої деталі і відомими параметрами системи ВПІЗ необхідно знайти такі параметри процесу різання, що забезпечують екстремальне значення критерію оптимальності технологічного процесу. Математичне формулювання розглянутої задачі може бути записане у такий спосіб [10]:

$$extr W(\overline{X});$$
$$\overline{X} \in D; D = \{\overline{X} : f_i(\overline{X}) \le b_i; i = \overline{1,n}\}, \qquad (11.1)$$
$$\overline{X} = \begin{pmatrix} V \\ S \\ t \\ \alpha \\ \gamma \end{pmatrix}; V > 0; S > 0; t > 0; \alpha > 0;$$

де $W(\overline{X})$ — критерій якості режиму різання (частина критерію оптимальності технологічного процесу, що залежить від умов різання); $\overline{X}$ — параметри умов різання, що представляють собою n – мірний вектор з координатами; V — швидкість різання, S — подача, t — глибина різання; α – задній кут; γ – передній кут і т.п., D — множина допустимих умов різання, що визначається обмеженнями, накладеними на елементи процесу різання у вигляді наступних нерівностей:

$$f_i(\overline{X}) \le b_i,$$

де $f_i(\overline{X})$ — деяка функція умов різання; b_i – відомі константи.

Як цільові функції $W(\overline{X})$ у математичній моделі (11.1) зазвичай використовують економічні або технологічні критерії .

11.2. Види критеріїв оптимізації параметрів процесу різання

Залежно від конкретної виробничої ситуації економічними критеріями оптимальності можуть бути: мінімальна технологічна собівартість, максимальна продуктивність оброблення, максимальний ресурс інструмента.

Змінна частина технологічної собівартості C, що залежить від налагодження і режиму різання, при роботі одним інструментом визначається за формулою [8, 12]:

$$C = \tau_o + \tau_{зм}\frac{\tau_o}{T} + З_i\frac{\tau_o}{T} . \qquad (11.2)$$

де τ_o – основний (машинний) технологічний час, під яким розуміють час, затрачений на безпосередню зміну геометричної форми і розмірів заготовки, що є ціллю да-

ного переходу. При обробленні за один прохід основний технологічний час, у хв., дорівнює

$$\tau_{0} = \frac{l}{ns},$$

де l – розрахункова довжина робочого ходу у напрямку руху подачі, рівна сумі довжини l_3 оброблюваної ділянки заготовки, шляху врізання $l_{вр}$ головної ріжучої кромки інструмента у зрізуваний шар і шляху $l_п$ перебігу, необхідного для виходу інструмента із контакту із заготовкою;

$E=E_в+E_р$ – собівартість однієї хвилини роботи верстата ($E_в$) і робітника-верстатника ($E_р$); Ці дані можуть бути знайдені у [1, табл. 21,22, 24, стор. 429]

$\tau_{зм}$ – час, затрачуваний на зняття інструмента, що затупився, встановлення нового інструмента і його регулювання, тобто час простою верстата у зв'язку зі заміною інструмента [2–4];

$З_і$ – затрати, пов'язані з експлуатацією інструмента за його період стійкості:

$$З_і = \tau_{зм} E_н + C_{зат} + \frac{(C_{ін} - C_{відх})K_в}{j+1},$$

де $E_н$ – номінальна заробітна плата наладчика за хвилину [1, табл. 21]; $C_{зат}$ – вартість загострювання інструмента, що затупився (за заводськими даними становить, приблизно 40% вартості нового інструмента); $C_{ін}$ – початкова вартість інструмента [5]; $C_{відх}$ – вартість відходів інструмента [6]; $K_в$ – коефіцієнт, що враховує випадкову втрату інструмента ($K_в$=1,05–1,1); j – число переточувань, що допускаються інструментом до його повної амортизації [7].

Продуктивність оброблення П визначають через штучний час:

$$П = \frac{1}{\tau_ш}, \tag{11.3}$$

що дорівнює

$$\tau_ш = \tau_о + \tau_{зм}\frac{\tau_о}{T} + \sum\tau, \tag{11.4}$$

де $\sum\tau = \tau_{доп} + \tau_{об} + \tau_п$; $\tau_{доп}$ – допоміжний час, затрачуваний на встановлення заготовки на верстаті, зняття її або готової деталі з верстата, вимір деталі, пуск і зупинку верстата і т.п. [3, 4]; $\tau_{об}$ – час організаційного і технічного обслуговування робочого місця [3, 4]; $\tau_п$ – час перерв і відпочинку [3, 4].

Ресурс Q інструмента, виражений у кількості заготовок, оброблених за його період стійкості, визначають за формулою

$$Q = \frac{T}{\tau_о}. \tag{11.5}$$

У загальному випадку перераховані критерії оптимізації досягаються знаходженням оптимальної комбінації трьох параметрів режиму різання: глибини різання, подачі і швидкості різання. Якщо задана точність обробленої деталі допускає видалення припуску на оброблення H за один прохід, то глибину різання приймають рівною припуску. Це викликано тим, що зміна глибини різання впливає на рекомендовану швидкість різання менш сильно, ніж зміна подачі.

При заданій глибині різання технологічну собівартість, продуктивність і ресурс інструмента можна виразити через подачу і швидкість різання. Так як

$$\tau_0 = \frac{l}{nS} = \frac{\pi Dl}{1000VS},$$

то $$C = \frac{\pi Dl}{1000VS}E + \frac{\pi Dl}{1000VST}(\tau_{зм}E + З_i).$$

Позначимо $\frac{\pi Dl}{1000}E = A_1$; $\frac{\pi Dl}{1000}(\tau_{зм}E + З_i) = A_2$.

Тоді вираз (11.2) прийме вигляд:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{VST}. \quad (11.6)$$

Підставивши у формулу (11.4) вираз для τ_o, будемо мати:

$$\tau_ш = \frac{\pi Dl}{1000VS} + \frac{\pi Dl}{1000VST}\tau_{зм} + \sum\tau.$$

Позначимо $\frac{\pi Dl}{1000} = A_3$; $\frac{\pi Dl}{1000}\tau_{зм} = A_4$.

Тоді вираз (11.4) штучного часу прийме вид:

$$\tau_ш = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{VST} + \sum\tau. \quad (11.7)$$

Після аналогічної підстановки у формулу (11.5) виразу для τ_o, будемо мати:

$$Q = \frac{T}{\frac{\pi Dl}{1000VS}} = \frac{1000VST}{\pi Dl}.$$

Тоді формула для ресурсу інструмента прийме вид:

$$Q = \frac{1}{A_3}VST. \quad (11.8)$$

Таким чином, при заданій глибині різання режим різання підлягає оптимізації по подачі і швидкості різання. Тут можливі два рішення:

1) задавшись максимально можливою подачею, допустимою якістю обробленої деталі і технічними обмеженнями, що накладаються верстатом та інструментом, знаходять значення швидкості різання, що відповідає прийнятому критерію оптимізації;
2) для заданої якості обробленої деталі у рамках технічних обмежень по верстату і інструменту знаходять комбінацію подачі і швидкості різання, що відповідають прийнятому критерію оптимізації.

На сьогодні розрахунок режимів різання досить алгоритмізований і у більшості випадків здійснюється на ЕОМ. При відомих параметрах залежності:

$$V = \frac{C_{V0}}{T^{m_V}S^{y_V}t^{x_V}}$$

задачу оптимізації вирішують шляхом визначення періоду стійкості T або швидкості різання, що відповідають прийнятому критерію оптимізації.

11.3. Приклади використання економічних критеріїв для оптимізації режиму різання

11.3.1. Оптимізація режиму різання тільки за швидкістю різання

11.3.1.1. Визначення швидкості різання і періоду стійкості, якщо зв'язок між ними монотонний і може бути описаний степенною функцією

Безперервне зменшення періоду стійкості інструмента при зростанні швидкості різання спостерігається при обробленні чавунів інструментами із швидкорізальних сталей і твердих сплавів та у деяких випадках оброблення сталей інструментами зі швидкорізальних сталей. У тих випадках, коли на кривій $T = f(V)$ немає точки перегину (див. рис.7.36, крива 1), зв'язок між періодом стійкості і параметрами режиму різання апроксимують функцією (7.13):

$$T = \frac{C_{TO}}{V^{m_1} t^p S^q}. \tag{11.9}$$

При заданих t і S формула (11.9) приймає вид $T = \frac{C_T}{V^{m_1}}$:

або
$$V = \frac{C_V}{T^{m_V}}, \tag{11.10}$$

де $m_1 = \frac{1}{m_V}$, $C_T = \frac{C_{TO}}{t^p S^q}$, $p = \frac{x_V}{m_V}$, $q = \frac{y_V}{m_V}$, $C_V = \frac{C_{V0}}{S^{y_V} t^{x_V}}$, $C_T = C_V^{1/m_V}$.

Тоді вираз (11.6) технологічної собівартості запишеться, як $C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_T S} V^{m_1 - 1}$.

Для визначення швидкості різання, при якій змінна доля технологічної собівартості буде мінімальною, необхідно, щоб $\frac{dC}{dV} = 0$. Виносячи за дужки $\frac{1}{S}$, зробивши диференціювання і розв'язавши відносно V, одержимо:

$$V_{C\min} = \left[\frac{A_1 C_T}{A_2 (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}}.$$

Але $\frac{A_2}{A_1} = \frac{\tau_{зм} E + З_і}{E} = \tau_{зм} + \frac{З_і}{E}$. Тому $V_{c\min} = \left[\frac{C_T}{(m_1 - 1)(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E})} \right]^{\frac{1}{m_1}}$.

Так як $\frac{1}{m_1} = m_V$ і $C_T^{\frac{1}{m_1}} = C_V$, то

$$V_{C\,min} = \frac{C_V}{\left[\frac{1 - m_V}{m_V} \left(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E} \right) \right]^{m_V}}. \tag{11.11}$$

Неважко показати, що $\frac{d^2C}{dV^2}>0$, а тому швидкість різання, визначена виразом (11.11), забезпечує мінімум технологічної собівартості.

Із порівняння формул (11.11) і (11.10) видно, що основа степеню у знаменнику формули (11.11) є таким значенням періоду стійкості, при якому технологічна собівартість є мінімальною. Цей період стійкості називають економічним і позначають $T_{ек}$.

$$T_{ек} = \frac{1-m_V}{m_V}\left(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E}\right). \qquad (11.12)$$

Економічний період стійкості повинен бути якомога меншим. Тоді відповідна йому швидкість різання V_{Cmin} буде більшою і при мінімальній технологічній собівартості буде зростати продуктивність оброблення. Зменшити економічний період стійкості можна, зменшуючи час простою верстата у зв'язку зі заміною інструмента $\tau_{зм}$ і витрати $З_і$, пов'язані з експлуатацією інструмента. Час $\tau_{зм}$ може бути зменшений за рахунок безпідналадочної зміни інструмента, а витрати $З_і$ – за рахунок здешевлення виготовлення інструмента і механізації його загострювання. Оскільки ці заходи визначаються загальною технічною культурою цеху і усього заводу, то **величина економічного періоду стійкості для різних підприємств буде також різною. Чим вище технічна культура виробництва, тим менший економічний період стійкості.**

$T_{ек}$ має різні значення і для різних типів інструментів. Чим складніше конструкція інструмента і вище його точність, тим інструмент дорожче. Це збільшує витрати $З_і$ і економічний період стійкості. Тому, наприклад, $T_{ек}$ для протяжок більший, ніж для осьових циліндричних фрез, $T_{ек}$, у яких, у свою чергу, більший ніж для токарних і стругальних різців. Для визначеного типу інструмента економічний період стійкості росте зі збільшенням розмірів інструмента, а тому його значення для різців залежить від розмірів корпусу, для свердел, зенкерів, мітчиків, фрез і т.п. – від їхнього діаметра.

Для того, щоб продуктивність П була максимальною, необхідно виконувати оброблення із мінімумом штучного часу. При заданих t і S формула (11.7) приймає вид:

$$\tau_{ш} = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_T S}V^{m_1-1} + \sum\tau.$$

Для визначення швидкості різання, при якій штучний час буде мінімальним, необхідно, щоб $\frac{d\tau_{ш}}{dV}=0$. Виносячи за дужки $\frac{1}{S}$, зробивши диференціювання і розв'язавши відносно V, одержимо: $V_{Пmax} = \left[\frac{A_3 C_T}{(m_1-1)A_4}\right]^{\frac{1}{m_1}}$.

Але $\frac{A_4}{A_3} = \tau_{зм}$. Тому $V_{Пmax} = \left[\frac{C_T}{(m_1-1)\tau_{зм}}\right]^{\frac{1}{m_1}}$.

Перетворивши вираз у відповідності з формулою (11.10), будемо мати

$$V_{Пmax} = \frac{C_V}{\left(\frac{1-m_V}{m_V}\tau_{зм}\right)^{m_V}}. \qquad (11.13)$$

Із порівняння формул (11.13) і (11.10) видно, що основа степеню у знаменнику формули (11.13) є періодом стійкості, при якому продуктивність оброблення є максимальною. Цей період стійкості називають періодом стійкості найбільшої продуктивності і позначають $T_{\text{нп}}$. Очевидно, що

$$T_{\text{нп}} = \frac{1-m_V}{m_V}\tau_{\text{зм}}. \qquad (11.14)$$

Формула (11.12) перетвориться у (11.14) у тому випадку, якщо у виразі (11.2) технологічної собівартості враховувати тільки прямі витрати праці, пов'язані з виконанням операції (тобто $З_i$=0). Період стійкості найбільшої продуктивності менше економічного періоду стійкості, а швидкість різання $V_{\Pi max}$ більше, ніж швидкість V_{Cmin}.

Виразимо ресурс Q інструмента через швидкість різання. При заданій подачі і з огляду на те, що $m_1 - 1 = \frac{1}{m_V} - 1$, формула (11.8) приймає вид:

$$Q = \frac{C_T S}{A_3 \cdot V^{\frac{1}{m_V}-1}} = \frac{A_5}{V^{\frac{1}{m_V}-1}}.$$

З формули виходить, що при m_V <1 ресурс інструмента при зростанні швидкості різання зменшується; при m_V =1 ресурс від швидкості різання не залежить; при m_V >1 збільшення швидкості різання викликає не зменшення, а зростання ресурсу. Те ж саме можна сказати і про вплив швидкості різання на шлях різання $L = VT$, пройдений інструментом до затуплення, що пропорційний ресурсу.

Виразимо ресурс інструмента через період стійкості. Підставивши (11.10) у (11.8), одержимо $Q = A_6 T^{1-m_V}$, де $A_6 = \frac{C_V S}{A_3}$.

Із формули видно, що вплив періоду стійкості на ресурс Q і шлях різання L протилежний впливу швидкості різання. Таким чином, якщо $m_V \geq 1$, то збільшення періоду стійкості не може служити показником зростання Q і L.

Якщо залежність $T = f(V)$, зображена у логарифмічних координатах, немонотонна, то при зростанні швидкості різання параметри Q і L, відслідковуючи зміну величини і знака показника відносної стійкості m_V, змінюються також немонотонно.

Якщо ресурс інструмента зв'язаний зі швидкістю різання монотонною залежністю, то швидкість різання V_Q, що відповідає заданому ресурсу, визначають із формули:

$$V_Q = \frac{C_Q}{Q^{\frac{m_V}{1-m_V}}}, \qquad (11.15)$$

де $C_Q = A_5^{\frac{m_V}{1-m_V}}$.

Очевидно, формулою можна користуватися тільки у тому випадку, якщо $m_V \neq 1$.

11.3.1.2. Визначення швидкості різання і періоду стійкості, якщо зв'язок між ними немонотонний

При обробленні сталей інструментами із твердих сплавів, а у деяких випадках і інструментами зі швидкорізальних сталей зв'язок між швидкістю різання і періодом стійкості виражається кривою, що має один мінімум і один максимум. У практичному аспекті найбільший інтерес представляє ділянка кривої правіше точки мінімуму, що включає у себе одну точку максимуму і дві точки перегину (див.рис.7.36). Як показав Г.І.Грановский, цю ділянку кривої можна найбільше просто апроксимувати комбінацією двох функцій: степенної і експоненціальної. Тоді зв'язок між періодом стійкості і параметрами режиму різання записується виразом:

$$T = \frac{C_{T0} V^k}{e^{k_1 V} t^p S^q}. \tag{11.16}$$

При заданій глибині різання і подачі він приймає вид:

$$T = \frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}}. \tag{11.17}$$

Визначимо швидкість різання V_{Cmin}, що відповідає мінімальній технологічній собівартості. При підстановці періоду стійкості у вираз (11.6) він приймає вигляд:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_T S} \frac{e^{k_1 V}}{V^{k+1}}.$$

Диференціюючи C по V і, прирівнюючи першу похідну нулю, після перетворень одержимо:

$$\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} - \left(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E}\right) k_1 V + \left(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E}\right)(k+1) = 0. \tag{11.18}$$

Розв'язок рівняння (11.18) дає значення V_{Cmin}. Рівняння є трансцендентним і тому його розв'язують наближеними чисельними методами.

Економічний період стійкості можна підрахувати, підставивши у вираз (11.17) V_{Cmin}.

$$T_{ек} = \frac{C_T V_{Cmin}^k}{e^{k_1 V_{Cmin}}}.$$

Визначимо швидкість різання $V_{Пmax}$, що відповідає максимальній продуктивності. З урахуванням формули (11.17) вираз (11.7) штучного часу приймає вид:

$$\tau_ш = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_T S} \frac{e^{k_1 V}}{V^{k+1}} + \sum \tau.$$

Диференціюючи $\tau_ш$ по V і, прирівнюючи першу похідну нулю, одержимо:

$$-\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_4}{A_3}[k_1 V - (k+1)] = 0.$$

Оскільки $\frac{A_4}{A_3} = \tau_{зм}$, то $\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} - \tau_{зм} k_1 V + \tau_{зм}(k+1) = 0.$ (11.19)

Розв'язок рівняння (11.19) дає значення $V_{\Pi max}$. Це рівняння також трансцендентне і його розв'язують наближеними чисельними методами.

Період стійкості найбільшої продуктивності можна підрахувати, підставивши у вираз (11.17) $V_{\Pi max}$

$$T_{нп} = \frac{C_T V^k_{\Pi \max}}{e^{k_1 V_{\Pi max}}}.$$

Визначимо швидкість різання V_{Qmax}, що відповідає максимальному ресурсу інструмента. З урахуванням формули (11.17) вираз (11.8) приймає вид:

$$Q = \frac{C_T S}{A_3} \frac{V^{k+1}}{e^{k_1 V}}.$$

Диференціюючи Q по V і, прирівнюючи першу похідну нулю, одержимо:

$$\frac{dQ}{dV} = \frac{C_T S}{A_3}\left[\frac{(k+1)V^k e^{k_1 V} - e^{k_1 V} k_1 V^{k+1}}{e^{2k_1 V}}\right] = 0.$$

Звідси $$V_{Qmax} = \frac{k+1}{k_1}. \qquad (11.20)$$

Період стійкості, що відповідає максимальному ресурсу інструмента, можна підрахувати, підставивши у вираз (11.17) V_{Qmax}.

$$T_{Q\max} = \frac{C_T V^k_{Q\max}}{e^{k_1 V_{Q\max}}}.$$

На рис. 11.1 і 11.2 зображені графіки впливу швидкості різання на період стійкості, ресурс інструмента, технологічну собівартість і продуктивність. Рисунок 11.1 відповідає монотонному зв'язку між V і T ($m_V = 0{,}27$), а рисунок 11.2 – немонотонному. Якщо крива $T = f(V)$ має екстремум, то ресурс інструмента при збільшенні швидкості спочатку росте, проходить через максимум, а надалі зменшується. При цьому максимуму періоду стійкості не відповідає максимум ресурсу: $V_{Qmax} > V_{Tmax}$. Необхідно також відзначити, що швидкість різання, що відповідає мінімальній технологічної собівартості, більше швидкості різання, що відповідає максимальним ресурсу інструмента і шляху різання до затуплення. Таким чином, робота зі швидкістю різання, при якій відносне зношування інструмента мінімальне, не забезпечує мінімальної технологічної собівартості.

11.3.2. Оптимізація режиму різання за подачею і швидкістю різання

11.3.2.1. Визначення подачі і швидкості різання, якщо зв'язок між ними і періодом стійкості монотонний і може бути описаний степенною функцією

При заданій глибині різання $t = H$ формула (11.16) приймає вид:

$$T = \frac{C_{T1}}{V^{m_1} S^q}, \qquad (11.21)$$

де константа у знаменнику дорівнює: $C_{T1} = \dfrac{C_{T0}}{t^p}$.

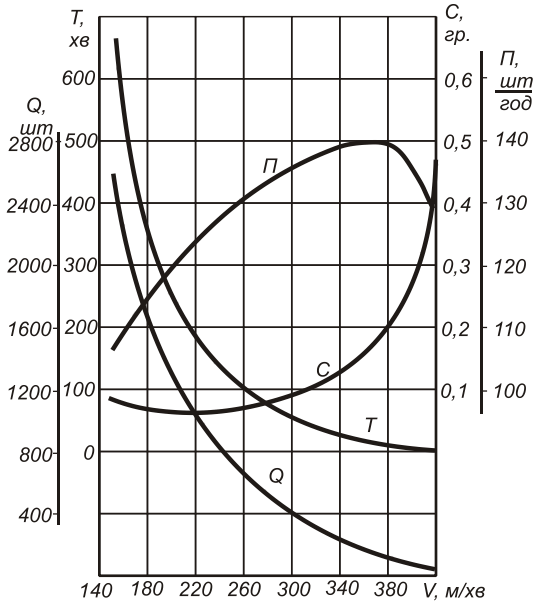


Рисунок 11.1. Графіки залежності періоду стійкості, ресурсу інструмента, технологічній собівартості і продуктивності оброблення від швидкості різання за умови, що зв'язок *T–V* – монотонний

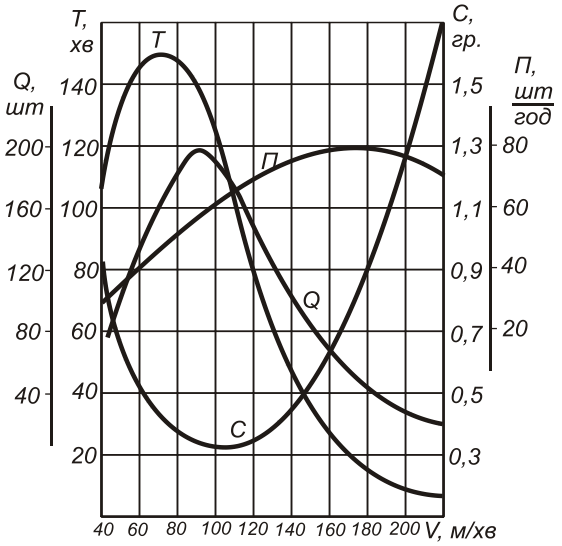


Рисунок 11.2. Графіки залежності періоду стійкості, ресурсу інструмента, технологічній собівартості і продуктивності обробленя від швидкості різання за умови, що зв'язок *T–V* – немонотонний

Визначимо значення подачі і швидкості різання, при яких технологічна собівартість буде мінімальною. Підставивши вираз періоду стійкості у формулу (11.6), будемо мати:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_{T1}} V^{m_1 - 1} S^{q-1}. \qquad (11.22)$$

Як видно з цього виразу, мінімуму технологічної собівартості відповідає певна комбінація значень подачі і швидкості різання, причому, оскільки $m_1 > q$, то швидкість різання на зміну собівартості впливає сильніше, ніж подача.

Поверхня $C = f(V, S)$, отримана при обточуванні заготовки D =50 мм, l_3= 100 мм зі сталі 45 різцем зі сталі Р18 представлена на рис. 11.3.

Спільне розв'язання рівнянь $\dfrac{\partial C}{\partial V} = 0$ і $\dfrac{\partial C}{\partial S} = 0$ внаслідок степенної форми виразу (11.22) не дозволяє аналітично відшукати комбінацію подачі і швидкості різання, що забезпечує мінімум технологічної собівартості, і може бути знайдено чисельними методами на ЕОМ.

Аналогічним образом поступають і при відшуканні комбінації V і S, що відповідає максимальній продуктивності, так як формула (11.7) штучного часу записується у виді:

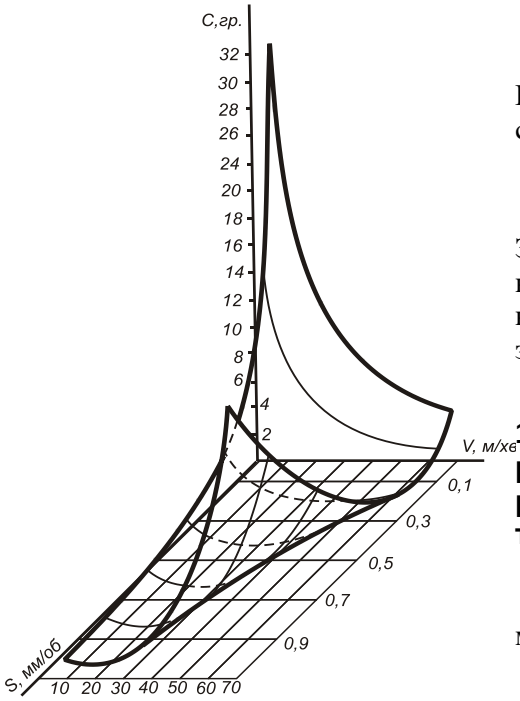


Рисунок 11.3. Залежність технологічної собівартості оброблення від швидкості різання і подачі за умови, що зв'язок *T*–*V* – монотонний

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V} S^{q-1}}{V^{k+1}}. \quad (11.25)$$

Поверхня $C = f(V,S)$, що відповідає обробленню заготовки D= 50 мм, l_3=100 мм зі сталі 12Х18Н10Т різцем із твердого сплаву Т15К6 представлена на рис.11.4.

Для відшукання оптимальної комбінації V і S знайдемо часткові похідні $\frac{\partial C}{\partial V}$ і $\frac{\partial C}{\partial S}$ і прирівняємо їх до нуля. Після перетворень одержимо:

$$-\frac{A_1 V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_2}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0.$$

$$-A_1 + \frac{A_2}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0.$$

Розв'язання системи рівнянь:

$$\tau_ш = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_{T1} S} V^{m_1 - 1} S^{q-1} + \sum \tau. \quad (11.23)$$

Підставивши у формулу (11.8) вираз періоду стійкості, одержимо:

$$Q = \frac{C_{T1}}{A_3 V^{m_1 - 1} S^{q-1}}. \quad (11.24)$$

Звідки випливає, що ресурс інструмента зменшується як при збільшенні швидкості різання, так і подачі, причому вплив швидкості різання на Q сильніший.

11.3.2.2. Визначення подачі і швидкості різання, якщо зв'язок між швидкістю різання і періодом стійкості немонотонний

При заданій глибині різання $t = H$ формула (11.16) приймає вид

$$T = \frac{C_{T1} V^k}{e^{k_1 V} S^q},$$

Визначимо значення подачі і швидкості різання, при яких технологічна собівартість буде мінімальною. Підставивши вираз періоду стійкості у формулу (11.6) , будемо мати

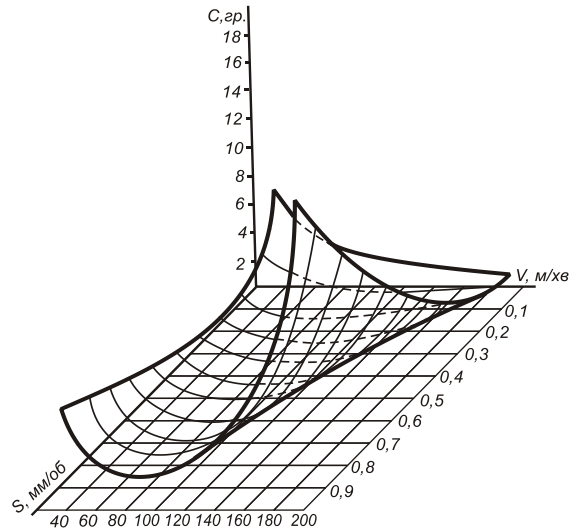


Рисунок 11.4. Залежність технологічної собівартості оброблення від швидкості різання і подачі за умови, що зв'язок *T*–*V* – немонотонна

$$\begin{cases} -\dfrac{A_1 V^k}{e^{k_1 V}} + \dfrac{A_2}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0 \\ -A_1 + \dfrac{A_2}{C_{T1}} \dfrac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0 \end{cases}$$

у результаті дає:

$$q - 1 = k_1 V - (k+1) .$$

Тоді швидкість різання, що відповідає мінімуму технологічної собівартості,

$$V_{C\,min} = \frac{k+q}{k_1} . \tag{11.26}$$

Вирішуючи друге рівняння системи відносно подачі,

$$S = \left[\frac{C_{T1} A_1 V^k}{A_2 (q-1) e^{k_1 V}} \right]^{\frac{1}{q}}$$

з урахуванням того, що $\dfrac{A_2}{A_1} = \tau_{зм} + \dfrac{З_і}{E}$, визначаємо подачу, що відповідає мінімуму технологічної собівартості:

$$S_{C\min} = \left[\frac{C_{T1} V_{C\min}^k}{\left(\tau_{зм} + \dfrac{З_і}{E} \right) (q-1) e^{k_1 V_{C\min}}} \right]^{\frac{1}{q}} . \tag{11.27}$$

Період стійкості, що відповідає мінімуму технологічної собівартості, можна знайти, використавши вираз (11.27). Піднявши обидві частини цього виразу до степеня q, одержимо

$$\frac{C_{T1} V_{C\min}^k}{\left(\tau_{зм} + \dfrac{З_і}{E} \right) (q-1) \cdot e^{k_1 V_{C\min}} \cdot S_{C\min}^q} = 1 .$$

Але, відповідно до формули періоду стійкості $T_{ек} = \dfrac{C_{T1} V_{C\,min}^k}{e^{k_1 V_{C\,min}} S_{C\,min}^q}$.

Тоді
$$T_{ек} = \left(\tau_{зм} + \frac{З_і}{E} \right) (q-1) . \tag{11.28}$$

Визначимо значення подачі і швидкості різання, при яких продуктивність оброблення буде максимальною. Підставивши вираз періоду стійкості у формулу (11.7), будемо мати:

$$\tau_ш = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V} S^{q-1}}{V^{k+1}} + \sum \tau . \tag{11.29}$$

Знайшовши часткові похідні $\frac{\partial \tau_{ш}}{\partial V}$ й $\frac{\partial \tau_{ш}}{\partial S}$ і прирівнявши їх нулю, одержимо систему рівнянь:

$$\begin{cases} -\frac{A_3 V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_4}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0 \\ -A_3 + \frac{A_4}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0 \end{cases},$$

після спільного розв'язання якої одержимо:

$$V_{\Pi max} = \frac{k+q}{k_1}. \tag{11.30}$$

Із другого рівняння системи з урахуванням того, що $\frac{A_4}{A_3} = \tau_{зм}$, будемо мати:

$$S_{\Pi max} = \left[\frac{C_{T1} V_{\Pi max}^k}{\tau_{зм} (q-1) e^{k_1 V_{\Pi max}}} \right]^{1/q}. \tag{11.31}$$

За аналогією з попереднім одержимо значення періоду стійкості найбільшої продуктивності:

$$T_{нп} = \tau_{зм}(q-1). \tag{11.32}$$

З порівняння виразів (11.26) і (11.30), (11.27) і (11.31), (11.28) і (11.32) можна зробити висновок, що швидкості, які забезпечують мінімум технологічної собівартості і максимум продуктивності, рівні. Подача ж, що відповідає максимальної продуктивності, більше подачі, що відповідає мінімальній собівартості, а період стійкості $T_{нп}$ менше економічного періоду стійкості $T_{ек}$.

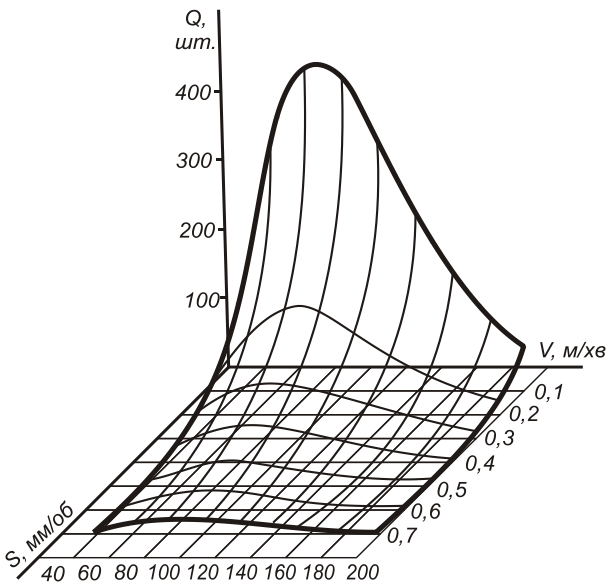


Рисунок 11.5. Поверхня $Q = f(V,S)$

Підставивши вираз періоду стійкості у формулу (11.8), одержимо

$$Q = \frac{C_{T1}}{A_3} \frac{V^{k+1}}{e^{k_1 V} S^{q-1}}. \tag{11.33}$$

Звідки виходить, що збільшення подачі супроводжується безперервним зменшенням ресурсу інструмента. Швидкість же різання на ресурс впливає немонотонно. Із виразу (11.33) витікає, що для будь-якого значення подачі швидкість різання, що відповідає максимальному ресурсу, визначається за формулою (11.20).

На рис. 11.5 представлена поверхня $Q = f(V,S)$, що відповідає умовам оброблення рис. 11.4.

11.4. Використання технологічних критеріїв для оптимізації процесу різання

При проектуванні нових технічних процесів металооброблення часто відсутні необхідні вихідні дані про собівартість і продуктивність, у зв'язку з чим, не представляється можливим використати зазначені критерії при розрахунку оптимальних режимів різання.

У роботах [9,10,11] пропонується метод оптимізації режимів різання за двома критеріями, у якості яких обрані інтенсивність різання – R (кількість металу, знятого в одиницю часу) і стійкість інструмента T. Вибір параметрів R і T обумовлений тією важливою роллю, що вони відіграють при проектуванні технологічних процесів металооброблення, а також їхнім зв'язком з економічними показниками процесу різання. Оскільки будь-який економічний критерій може бути виражений як функція тільки R і T [10], при певних комбінаціях цих параметрів можна досягти мінімуму машинного часу, максимуму продуктивності або мінімуму собівартості.

Математичне формулювання розглянутої задачі може бути записане у такий спосіб:

$$\begin{aligned} &R(\overline{X}) \to max; \\ &T(\overline{X}) \to max; \\ &\overline{X} \in D \end{aligned} \qquad (11.34)$$

Відповідно до теорії багатокритеріальної оптимізації [9] розв'язком задачі (11.34) є допустимий режим різання $\overline{X}_0$, що характеризується властивістю, що не знайдеться жодного іншого допустимого режиму різання, який забезпечує одночасне збільшення параметрів R і T у порівнянні з тими значеннями, що відповідають цьому режиму.

Для вирішення поставленої задачі (11.34) у розглянутому методі використовуються характеристичні функції інтенсивність різання — стійкість інструмента R–T–F [9, 11]. Основною властивістю R–T–F є те, що вона описує всі можливі для даного процесу екстремальні комбінації параметрів R і T. Якщо приймати в якості змінних тільки два параметри режиму різання — швидкість і подачу, а глибину — допускати заздалегідь заданою, то цьому випадку, відповідно до роботи [9, 11], аналітичний вираз для R–T–F одержується із наступного рівняння:

$$\frac{\partial R(V,S)}{\partial V} \cdot \frac{\partial T(V,S)}{\partial S} - \frac{\partial R(V,S)}{\partial S} \cdot \frac{\partial T(V,S)}{\partial V} = 0. \qquad (11.35)$$

Аналогічним способом функція R–T–F може бути отримана і для більшого числа параметрів процесу різання [11].

11.5. Особливості оптимізації процесу різання при наявності технологічних обмежень

Отримані оптимальні параметри процесу різання повинні бути перевірені на можливість їх реалізації у конкретних умовах виробництва, тобто на їх приналежність області D припустимих значень параметрів (11.1). Ця область формується комплексом

технологічних обмежень, що накладаються на процес різання технічними вимогами до якості поверхні деталі, жорсткістю системи ВПІЗ, технічними можливостями обладнання і т.п. Наприклад, для обточування:

- обмеження по потужності верстата – $N_{\text{різ}} \le N_{\text{верст.}}$;
- обмеження по допустимій висоті шорсткості – $R_z \le R_{z\text{доп}}$;
- обмеження по максимальній силі подачі – $P_x \le P_{x\text{верст.}}$
- обмеження по максимальному числу обертів верстата $n \le n_{\text{верст.}max}$
- обмеження по мінімальному числу обертів верстата $n \ge n_{\text{верст.}min}$
- обмеження по максимальній подачі верстата $S \le S_{\text{верст.}max}$
- обмеження по мінімальній подачі верстата $S \ge S_{\text{верст.}min}$
- ……..і т.п.

Кожне із цих обмежень є функцією параметрів оптимізації, і всі разом вони утворюють область *D* допустимих значень умов різання [8]. Оптимальні умови різання визначаються, виходячи з можливих комбінацій між параметрами $\overline{X}_0$, що відповідають екстремуму критерію оптимізації і областю допустимих значень *D*.

Нехай $\overline{X}_0$ визначає найкращі умови оброблення і належить множині *D*. Тоді $\overline{X}_0$ буде рішенням задачі (11.1). У випадку, коли $\overline{X}_0$ не належить множині допустимих режимів *D*, розв'язання розглянутої задачі засноване на наступних міркуваннях. З того факту, що тільки на $\overline{X}_0$ досягаються екстремальні значення критерію оптимізації, виходить, що умови оброблення (з погляду комбінації цих параметрів) поза $\overline{X}_0$ змінюються монотонно. Таким чином, якщо $\overline{X}_0$ визначає найкращі умови оброблення, то по мірі віддалення від $\overline{X}_0$ ці умови монотонно погіршуються. Очевидно, що у цьому випадку оптимальний режим досягається у найбільш близькій до $\overline{X}_0$ точці границі множини *D*. Якщо ж $\overline{X}_0$ описує найгірші умови оброблення, то у міру видалення від $\overline{X}_0$ ці умови монотонно поліпшуються. У цьому випадку оптимальний режим досягається у найбільш віддаленій від $\overline{X}_0$ точці границі множини *D*. З огляду на це, можна використати для оцінки якості режиму різання відстань від $\overline{X}_0$ до границі множини допустимих режимів різання *D*, вирішуючи задачі лінійного програмування [8].

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Які критерії оптимізації при визначенні режимів різання ви знаєте?
2. Що називається економічним періодом стійкості і від чого він залежить?
3. Що називається періодом стійкості найбільшої продуктивності (максимального ресурсу інструмента) і від чого він залежить?
4. В чому особливість одно і багато параметричної оптимізації режимів?
5. В чому особливість оптимізації режимів при монотонній і немонотонній стійкістній залежності?
6. В чому особливість оптимізації режимів при наявності обмежень?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 11

1. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г.Косиловой, Р.К.Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – С. 429–431.
2. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания на токарно-автоматные работы. – М. : Машиностроение, 1977. – 207 с.
3. Общемашиностроительные нормативы времени: вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно–заключительного для технического нормирования станочных работ : Серийное производство. – М. : Машиностроение, 1974. – С. 319–331.
4. Общемашиностроителъные нормативы времени: вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно–заключительного для технического нормирования станочных работ : Крупносерийное производство. – М. : Машиностроение, 1964. – С. 239–253.
5. Оптовые цены на инструмент и средства измерения : Режущий инструмент : прейскурант № 18–06. – М. : Прейскурантиздат, 1981. – 556 с.
6. Лом и отходы материалов и сплавов : прейскурант № 02–05. – М. : Прейскурантгиз, 1981. – 266 с.
7. Справочник по обработке металлов резанием / под ред. Ф.Н. Абрамова, В.В. Коваленко и др. – К. : Техника, 1983. – С. 48–58, 239.
8. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
9. Ravignani O. L., Tipnis V. A., Friedman M. Y. Cutting Rate–Tool Life Functions *(R—T—F)* General Theory and Applications. Annals of the C I. R. P. Vol. 25/1–1977, p. 295.
10. Жедь В.П. Метод расчета оптимальных режимов резания / В.П. Жедь, А.И. Сосон, В.М. Башков // Вестник машиностроения, 1979. – №9. – С. 43–45.
11. Петрухин С.С. Разработка метода многопараметрической оптимизации режимов резания и геометрии режущей части инструментов / С.С. Петрухин, Н.П. Мазур, Т.В. Исаева // Современные проблемы резания инструментами из сверхтвердых материалов : тез. докл. Всесоюзной конф. – Харьков, 1981. – С. 187–189.
12. Расчет оптимальных режимов резания материалов : методические указания [к курсовому, дипломному проектированию и самостоятельной работе студентов специальностей 1201, 1202] / сост. Н.П. Мазур. – Хмельницкий : ХТИБО, 1989. – 28 с.

РОЗДІЛ 12. МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУВАЛЬНІ ТЕХНОЛОГІЧНІ СЕРЕДОВИЩА ПРИ ОБРОБЛЕННІ РІЗАННЯМ

Значна частина механічного оброблення виконується із застосуванням мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ – МОТС, що подаються у зону різання, в основному, у вигляді мастильно-охолоджувальних рідин – МОР, рідше – газів і нанесених на робочі ділянки інструмента твердих мастил.

Вплив МОТС на систему різання носить комплексний характер, що змінює не тільки теплове і силове навантаження на контактні шари інструмента, але і напружено-деформований стан зони стружкоутворення. Відмінною рисою трибосистеми різання є відсутність автономного стійкого мастильного шару у тій контактній області, де виконується основна робота тертя і стружкоутворення. Тому МОТС впливають на умови у зоні контакту, в основному, опосередкованим способом шляхом зміни площі фактичного контакту і градієнтних співвідношень температур та напружень, відповідальних за процеси енерго- і масопереносу.

Застосування МОТС має на меті зниження температури, сили різання і споживаної потужності, що приводить до підвищення стійкості інструмента, якості обробленої поверхні і продуктивності оброблення. Ці вимоги досягаються, коли МОТС інтегровано або вибірково виконує мастильну, охолоджувальну, руйнуючу (полегшуючи процес деформації), захисну, миючу та, як показують останні дослідження, зміцнюючу дії.

12.1. Мастильна дія МОТС

Мастильна дія МОТС полягає у тім, що у результаті взаємодії її компонентів з поверхнями тертя інструмента, стружки, поверхні різання та обробленою поверхнею деталі зменшуються процеси схоплювання і тертя, та, як наслідок – степінь деформації зрізуваного шару (див. залежність (4.34)), температура різання, зношування інструмента та шорсткість сформованої поверхні.

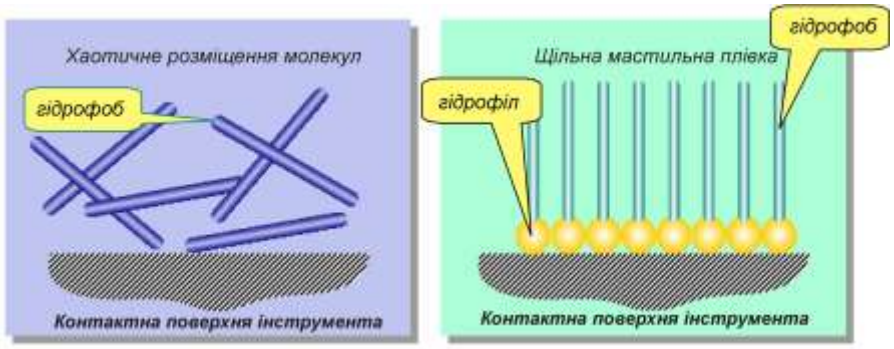
Класичне гідродинамічне змащення поверхонь рідкою плівкою [1], в умовах різання може мати місце тільки у кінці пружно-пластичного контакту ($l_1 - l_0$), тому що товщина цих плівок (близько 0,1 мкм) на кілька порядків менша середньої висоти мікронерівностей взаємодіючих поверхонь.

Більш характерне при різанні граничне змащення [8], що представляє собою змащення плівкою, що утворюється у результаті фізичної або хімічної адсорбції (хемосорбції) активних елементів МОТС на ювенільних поверхнях тертя. Гранична плівка, пасивуючи контактуючі поверхні і, маючи більш низький, чим у металу опір зсуву, послабляє адгезійні зв'язки і відповідно адгезійну складову середнього коефіцієнта тертя (4.35). Таким чином мастильна дія МОТС проявляється у зниженні хімічної активності утворених у процесі різання ювенільних поверхонь, зменшенні кількості і розмірів адгезійних плям (містків зварювання), а також в утворенні граничного змащення.

Граничне змащення ослаблює дані процеси залежно від міцності його зв'язку з контактною поверхнею та опору самої плівки на зсув. Ці фактори визначаються енергією фізичної або хімічної адсорбції. Перша характеризується слабкими Ван-дер-Вальсовими силами (енергія адсорбції до 4×10^4 Вт/моль), друга – у багато разів біль-

шими – хімічними (енергія адсорбції до 4×10^5 Вт/моль), що викликають зміну структури поверхневого шару.

В застосовуваних МОТС енергія адсорбції вуглеводневих рідин на залізі росте у послідовності: гас – індустріальне масло – рослинні масла – гас із поверхневоактивною речовиною (ПАР). Із цієї причини мастильна ефективність мінеральних масел нижче, ніж рослинних, використовуваних як присадки, і аерозолів, полярні молекули яких, адсорбуючись (подібно магнітикам) одним кінцем на поверхні інструмента, утворюють контактну щільну мастильну плівку (рис. 12.1). Подібну дію забезпечують також з'єднання, що містять сірку, хлор, галогени, групи OH, NH_2, SOH та ін.. При товщині в одну молекулу таке змащення називають адсорбційним.



а) **б)**

Рисунок 12.1. Розташування молекул МОТС на контактній поверхні інструменту: *а) неполярні на основі мінеральних масел; б) полярні на основі рослинного масла*

Мастильна дія зовнішнього середовища – складна картина взаємозалежних фізичних і хімічних явищ, що одночасно відбуваються. Залежно від умов різання вони представляються адсорбованими на контактних, приконтактних і оброблених поверхнях атомами і молекулами технологічного середовища, різного роду плівками хімічних сполук оброблюваного і інструментального матеріалів з елементами середовища, у вигляді твердих розчинів атомів даного середовища у кристалічних решітках взаємодіючих матеріалів, посилювані деформаційними і тепловими процесами. Встановлення умов домінування якого-небудь із зазначених процесів у кожному конкретному випадку і визначає пошук оптимального складу МОТС та варіанту її подачі у зону різання.

Для поліпшення мастильних властивостей МОТС (зниження адгезії) застосовують присадки: жири рослинного і тваринного походжень (поверхнево-активні присадки), сполуки, що містять S, Cl, P, I (хімічно активні присадки) та деякі інші елементи.

Жирові масла ефективні при низьких швидкостях різання, тому що "металеві мила", утворювані у результаті взаємодії жирних кислот і парів масел з металом, зберігають мастильні властивості до 200 °С.

Присадки, що містять S, Cl, P, I, застосовуються при обробленні важкооброблюваних матеріалів, високолегованих сталей і сплавів при важких режимах різання, нарізанні різьби, протягуванні, зубообробленні, чорновому і профільному шліфуванні тощо. При значних температурі і тискові, активна частина присадок, взаємодіючи з ювенільними поверхнями, утворює на них граничні плівки: сульфіди, хлориди, фосфати, дийодиди. Вони знижують процеси схоплювання і, маючи більш низький опір зрізу,

чим основний метал, зменшують середній коефіцієнт тертя. При цьому утворені плівки досить термостійкі (сульфіди зберігають мастильну дію до 800°С, хлориди – до 400°С). Одночасно атоми зазначених елементів в умовах високих тисків і температур дифундують у поверхневі шари пари тертя, утворюючи шари з більш низькими опорами зсуву і температурами плавлення, тобто зменшують розміри часток, що вириваються при адгезійному зношуванні. На практиці їх називають мастилами (змазками) високого тиску.

Ефективність присадок залежить як від будови радикалів і наявності полярних молекул, так і **синергізму їхньої дії, коли кожна присадка у присутності іншої діє сильніше, ніж самостійно**. Синергізм може бути поясненим прискоренням адсорбуючого елемента під впливом іншого, що приводить до утворення з'єднань із підвищеною активністю. Так, хлориди заліза більше пластичні, чим сульфіди. На практиці це проявляється у підвищеній ефективності сірко- і хлор-містких присадок, що чинять у такий спосіб каталітичну дію на наступний хід реакцій. Слід зазначити, що мастильна дія масел, як правило, збільшується по мірі їх окислювання і особливо помітна при введенні у масло озону [1] .

Прояву мастильної дії, природно, повинне передувати проникнення середовища на площадки тертя. Уважають, що зовнішнє середовище надходить у зону контакту як у натуральному вигляді (не змінюючи свого агрегатного стану і хімічного складу), так і у вигляді парів (газоподібному і дисоційованому стані) , а також, вступаючи у реакцію з киснем повітря і піддаючись піролізу, з утворенням нових хімічних продуктів.

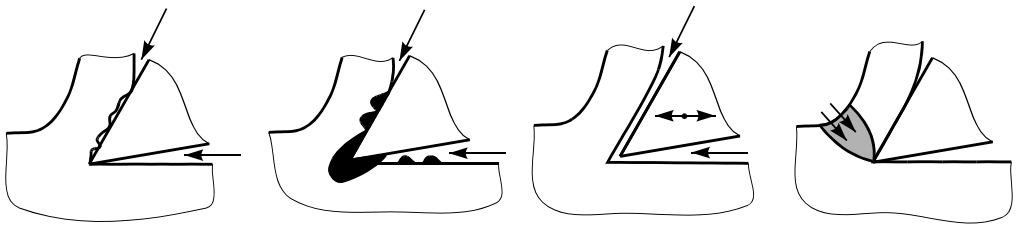


Рисунок 12.2. Схеми надходження мастильного матеріалу у контактну зону при різанні металів [3]

Доступ мастил на поверхні тертя може здійснюватися [3] (рис.12.2):

а) через мережу капілярів, що постійно утворюються і руйнуються між поверхнями тертя стружки та інструменту;
б) за рахунок утворення порожнин (вакуумного всмоктування), викликаних періодичними зривами наросту;
в) порушенням щільності контакту внаслідок вібрацій (коливань) інструмента і заголовки;
г) у результаті дифузії деяких атомів, молекул або іонів МОТС по внутрішній мікрокапілярній системі мікрощілин і тріщин у деформованій зоні.

При низьких і середніх швидкостях різання контакт стружки з інструментом має дискретний характер і утворені капіляри (розміром у 1...2 мкм), забезпечуючи рух рідини зі швидкістю 3...4 м/с, безперервно живлять зону тертя мастильним матеріалом.

При високих швидкостях тертя, коли щільність контакту стружки з інструментом зростає, проникнення мастильного матеріалу на поверхні тертя можливо у газоподібному стані.

Вирішальний вплив на проникаючу здатність МОТС чинять розміри атомів і молекул мастильного матеріалу, їхня здатність піддаватися термічній дисоціації та адсорбуванню на поверхнях тертя інструмента. Так, молекули олеїнової і стеаринової кислот мають довжину органічного ланцюга відповідно 190 нм і 225 нм, молекули сполук на основі сірки і хлору 15...20 нм, що у багато разів менше розмірів капілярів.

МОТС проникає у контактну зону в основному через бічну границю контакту стружки з передньою поверхнею інструмента і її дія обмежується периферійною зоною навколо площадки схоплювання, у якій виникає переривчастий контакт. У результаті, **зменшуються розміри як пружно-пластичного, так і пластичного контактів.**

Через високу вартість, умови охорони праці або екології не всі хімічні елементи, здатні забезпечити високу мастильну дію, можна вводити у склад МОТС у розчиненому або диспергованому стані. На сьогодні розроблені способи подачі їх у капсульованому стані, коли необхідні компоненти МОТС (до 99%) укладені у капсулу – тонку оболонку плівкового матеріалу із синтетичних і природних речовин або парафіну [10, 11]. Залежно від розмірів вони діляться на макро- (0,5...5,0 мм), мікро- (10^{-3}…1,0 мм) і нанокапсули (5... 20×10^{-7} мм). У процесі різання вміст мікрокапсул вивільняється внаслідок механічного і теплового руйнування та дифузії крізь оболонку. Ці механізми реалізуються, як правило, одночасно. Перший домінує при різенарізанні, розвертанні, особливо при абразивному обробленні, коли умови контактування сприяють «защемленню» капсул. Внесок же від дифузії і теплового руйнування збільшується з ростом температури.

Капсулювання МОТС – складний і дорогий процес. Перевага застосування цього методу у тім, що він забезпечує точне дозування необхідних речовин, маскує їхній запах, знижує летючість, токсичність, пожежостійкість і т.п.

Мастильні ефекти, проявляючись вибірково або інтегровано, поліпшують практично всі показники функціонування системи різання та її вихідних параметрів: збільшується стійкість інструмента, зростає продуктивність оброблення, зменшується шорсткість і хвилястість обробленої поверхні, знижуються залишкові напруження, стабілізується і зменшуються наріст, міцність та сила його зчеплення з інструментом; знижуються сили тертя, витрата енергії і температура різання. Проте мастильна дія МОТС може мати і негативні наслідки:

1. При різанні металів, граничні плівки яких мають більш високу міцність, чим оброблюваний матеріал, сили тертя зростають (наприклад: при різанні свинцю у середовищі чотирьоххлористого вуглецю, заліза у середовищі гасу, алюмінію, міді, свинцю на повітрі відносно різання у вакуумі).
2. У результаті хімічного впливу МОТС відбувається підвищене окислювання складових твердосплавних інструментів, що інтенсифікує їхнє зношування.
3. Окисні плівки, утворені на поверхні хімічно активних матеріалів (наприклад, титанових сплавів), внаслідок їхньої низької теплопровідності при абразивному обробленні викликають появу теплових тріщин.
4. Коли наріст позитивно впливає на процес різання, а мастильні плівки сприяють його зникненню.
5. За певних умов (наприклад, недостатньої жорсткості технологічної системи) знижується продуктивність алмазно-абразивного оброблення внаслідок збільшення кількості зерен, що прослизають по оброблюваній поверхні і не беруть участь у процесі різання.

12.2. Охолоджувальна дія МОТС

Охолоджувальна здатність МОТС визначається їхніми теплофізичними параметрами: величинами теплопровідності, теплоємності, кінематичної в'язкості і теплотою фазового перетворення. Ці властивості МОТС, як і мастильні, впливають (але через інший механізм) на основні показники процесу різання: температуру, характер утворення стружки (через різні теплові видовження її зовнішньої і контактної сторони), зношування і стійкість інструмента, точність оброблення, шорсткість поверхні, залишкові напруження у поверхневому шарі деталі.

Теплообмін з МОТС може мати і негативні наслідки. При високих швидкостях і переривчастому різанні із застосуванням МОТС на ріжучій частині твердосплавного інструмента розвиваються термічні тріщини, що знижують його стійкість (див. п.п.7.2.1). Термічні тріщини з'являються на деталі внаслідок інтенсивного охолодження на операціях шліфування матеріалів з низькою теплопровідністю, наприклад, титанових сплавів.

Однією з головних функцій МОТС є відвід тепла із зони різання (див. (6.1)). На рис. 12.3 представлені результати експериментів, отриманих при обточуванні різних матеріалів із застосуванням у якості МОТС 5% водного розчину соди і масла «Індустріальне–20». Як видно, МОТС істотно міняють теплофізичну ситуацію у зоні різання, забираючи при низьких швидкостях до 80% виділеного тепла при охолодженні водяним розчином (криві 4) і до 60% – маслом (криві 5).

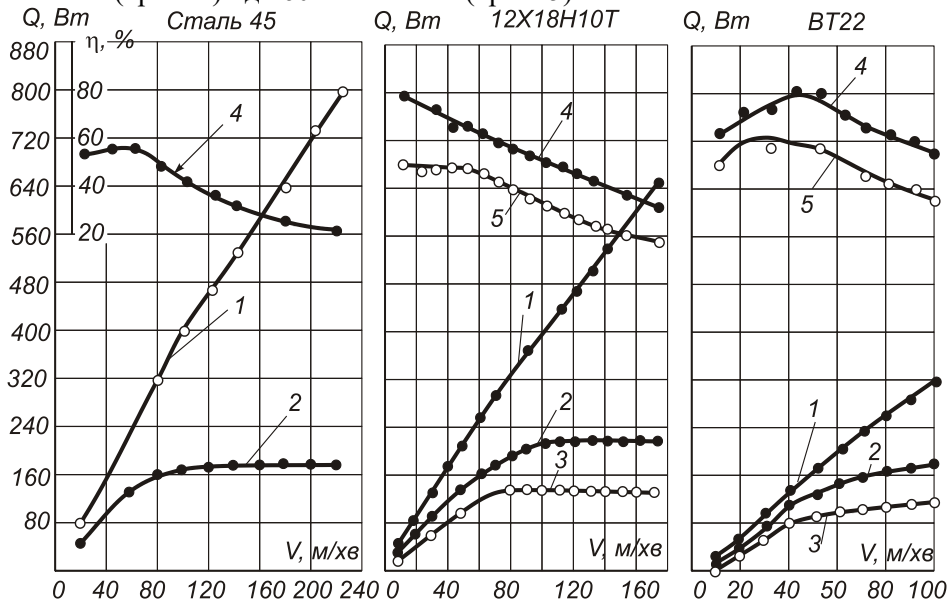


Рисунок 12.3. Вплив охолодження на теплові характеристики процесу різання (ВК8, S = 0,14 мм/об, t = 1,0 мм) [7]: *1 – загальна кількість тепла, що виділилося; 2,3 – абсолютна і 4,5 – відносна інтенсивність охолодження зони різання відповідно водяним розчином соди і маслом*

У загальному випадку, зі збільшенням швидкості різання кількість тепла, що забирає МОТС зі всіх ділянок зони різання, повинно зростати, маючи цілком певне (відповідно скороченню часу контакту) зниження у темпах. Отримані дані (рис.12.3, криві 2,3) показують, що це положення у реальних умовах проявляється при різанні тільки

на відносно низьких швидкостях. Після досягнення ж швидкостей 80... 100 м/хв. при охолодженні водяним розчином і 50...60 м/хв. – маслом, інтенсивність тепловіддачі різко зменшується, і надалі практично залишається незмінною. Ця закономірність проявляється при обробленні різних за властивостями матеріалів у середовищі як водної, так і масляної МОТС.

Ці факти вказують на появу бар'єрів для тепловіддачі на контактних поверхнях. Ними можуть бути утворені у результаті гідродинамічних ефектів поверхневі плівки, що гальмують або блокують тепловідвід як у інструмент, так і через вільні поверхні у рухому стружку та заготовку. Роль таких плівок зростає зі збільшенням щільності теплових потоків. Тому при низьких швидкостях різання, коли щільність теплового потоку мала, вони не представляє особливих бар'єрів для тепловіддачі. При високих швидкостях у присутності плівок тепловідвід може бути настільки утруднений, що температура відносно різання насухо не буде змінюватися або навіть підвищиться.

Охолоджувальна рідина не може безпосередньо впливати на головне джерело тепловиділення (зону внутрішнього тертя на передній поверхні), а лише сприяє відводу теплоти з поверхонь стружки, заготовки та інструмента. Відвід теплоти у стружку і заготовку незначно впливає на температуру різання, тому що вони перебувають дуже мало часу на площадці контакту. Однак те, що МОТС забирає до 60...80% загальної теплоти різання, приводить до істотного перерозподілу тепла у рамках теплового балансу (6.1).

У таблиці 12.1 [7] представлені результати калориметричних вимірювань при різанні з однаковими температурами 375 і 750°С різних за властивостями матеріалів різцем із ВК8 (у чисельнику – при різанні насухо, у знаменнику – при охолодженні водою).

Таблиця 12.1. Тепловий баланс при різанні матеріалів із застосуванням МОТС [7]

Оброблюваний матеріал	ВТ22		12Х18Н10Т		Сталь 45	
Температура різання	375 °С	750 °С	375 °С	750 °С	375 °С	750 °С
Стружка, %	23,5/18	44/18,5	46,5/20	62,6/20	37,5/26,5	67,5/60
Заготовка, %	62,5/13,3	45/7,7	47,5/10	30/6	52,5/17,5	25/8,5
Інструмент, %	14/1,2	11/1,4	6,5/2	7,5/2	5/0,4	7,5/2
МОТС, %	67,3	72,8	68,0	46,0	55,6	29,5

Основні висновки, пов'язані з перерозподілом теплоти при різанні з охолодженням МОТС [7] наступні:

1. Мастильно-охолоджувальна рідина істотно знижує кількість тепла, що забирається елементами системи. Однак степінь впливу на кожну складову формули теплового балансу (6.1) залежить від оброблюваних матеріалів і умов різання.

2. Кількість тепла, що забирається заготовкою при застосуванні МОТС, зменшується відносно такого ж при різанні насухо від 3 до 5 разів, інструментом – до 10 разів, тоді як стружкою – усього у 1,2...2,3 рази. Тому охолодження найбільше ефективно може бути здійснене через інструмент.

3. У зазначених умовах контактна температура знижується всього на 5 – 8 %. Отже, при охолодженні градієнти температур зростають, особливо різко на теплообмін-

них поверхнях інструмента, вносячись відповідні корективи у механізм контактних процесів і зношування інструмента.

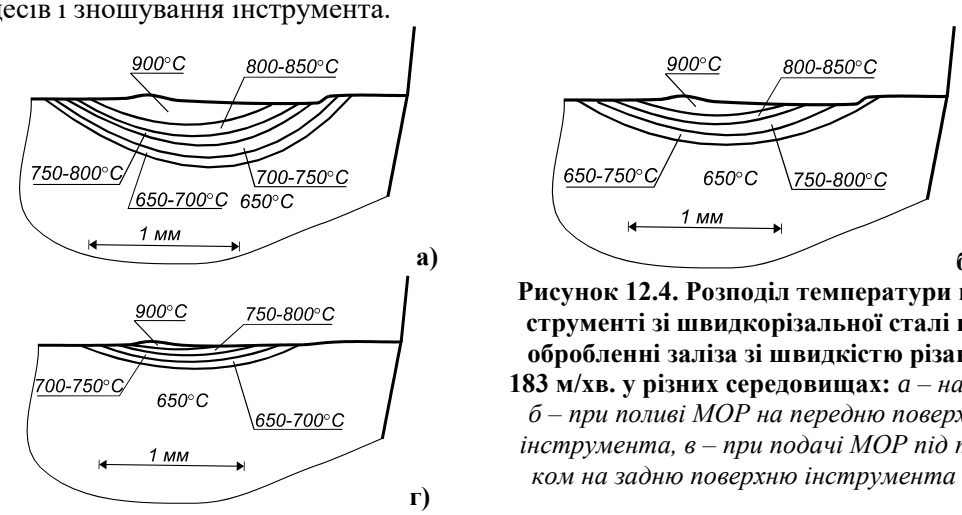
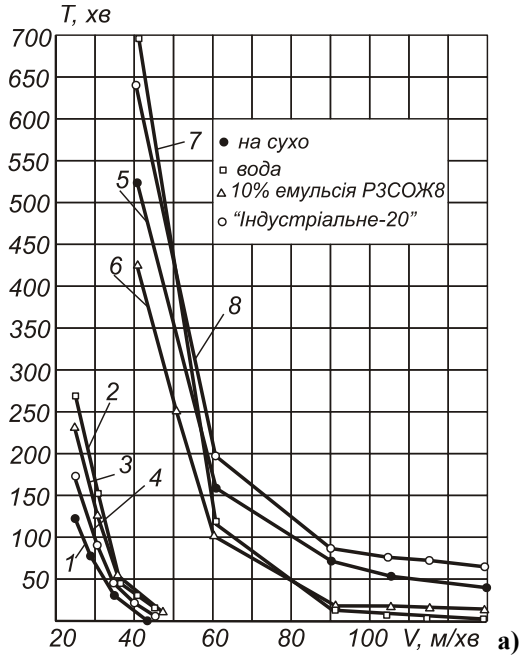


Рисунок 12.4. Розподіл температури в інструменті зі швидкорізальної сталі при обробленні заліза зі швидкістю різання 183 м/хв. у різних середовищах: *а – насухо, б – при поливі МОР на передню поверхню інструмента, в – при подачі МОР під тиском на задню поверхню інструмента [6]*

Температурні поля на передній поверхні інструмента, наведені на рис.12.4, показують важливі особливості, що відображають дію МОР. По-перше, застосування охолоджувальної рідини не перешкоджає виникненню високої температури, тому що основне виділення теплоти відбувається у зоні пластичного контакту, не доступному прямому впливу МОР. По-друге, охолодження обумовило різке підвищення градієнтів температури – більше високе при направлено-струменевому охолодженні.

Наведені досліди відображають екстремальні умови різання, коли застосування МОТС не чинило помітного впливу на температуру. У реальних же умовах, що охоплюють більш широкий діапазон, МОТС, як правило, сприяє деякому зниженню температури різання – при промислово значимих режимах не більш, ніж на 10...12%.



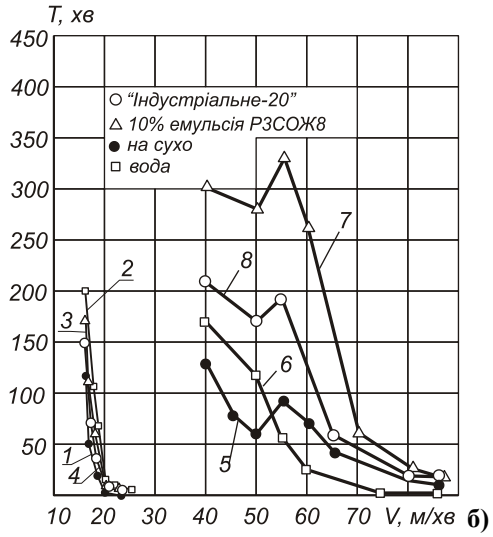


Рисунок 12.5. Значення стійкості різців при різанні 12Х18Н10Т (а) і ВТ22 (б) у різних МОТС [7] *(S = 0,14 мм/об, t = 1,0 мм): 1,2,3,4 – Р9К5, 5,6,7,8 – ВК8*

Зазначені обставини визначають і характер впливу охолоджувальних властивостей МОТС на стійкість інструментів. При обточуванні швидкорізальним інструментом (рис.12.5) роль охолодження проявляється однозначно – у підвищенні стійкості. При цьому більший ефект має використання МОТС із більш високими охолоджувальними властивостями, особливо на водній основі.

При різанні твердосплавним інструментом не всі МОТС забезпечують позитивний ефект через негативну роль високих градієнтів температур для твердого сплаву. У всьому діапазоні швидкостей найбільшу ефективність показала 10% водна емульсія РЗСОЖ8 із кристалічним йодом у своєму складі, коли проявлявся змішаний ефект: охолодження і антифрикційні функції дийодидів.

12.3. Зміцнююча дія МОТС

У роботах [7, 12] на основі досліджень, пов'язаних із трансформацією властивостей контактних шарів інструмента (структури, мікротвердості, щільності дислокацій, електричного опору), показано, що ці шари у процесі різання не тільки знеміцнюються, але у певних умовах зміцнюються. Для швидкорізального інструмента такі умови відповідають температурному діапазону 200…350°С і обмежуються у нижній границі рівнем тисків до 500 МПа, у верхній – опором ріжучого леза крихкому руйнуванню. В інтервалі зазначених тисків ефект зміцнення тим вище, чим більше питомі нормальні навантаження.

Цей факт дозволяє принципово по новому оцінити одну із дій МОТС – зменшення площі контакту стружки з передньою поверхнею інструмента і ріст, внаслідок цього, питомих контактних навантажень. Дійсно, відриву частки у ході зношування передує її пластична деформація разом із пов'язаними з нею мікрооб'ємами. Частка зможе відірватися тільки після вичерпання запасу пластичності – граничного зміцнення, залишивши після себе частину (як би слід) зміцнених шарів, які у сукупності з деформованими, але ще не зношеними об'ємами і становлять зміцнений шар. Природно, цей процес, що відображає закономірності переходу зовнішнього тертя контактних шарів інструмента до внутрішнього, проявляється тим у більшій мірі (об'ємах і ступеня деформації), чим вище рівень питомих контактних навантажень.

Дослідження [13] показують, що масляні середовища істотно (до 60... 80%) підвищують рівень контактних напружень відносно різання насухо. У середовищі масел рослинного походження нормальні тиски досягають більше 700 МПа (при температурах 200…400°С), що, помітно перевищуючи нижню межу зміцнення – 500 МПа, зумовлює приріст міцності контактних шарів до 40%. Такі зміцнені шари, що формуються на контактних поверхнях інструментів при різанні різних матеріалів у відзначених умовах, виявляють 2–4-х кратне підвищення зносостійкості вихідної структури, а при різанні важкооброблюваних матеріалів, що характеризуються створенням високих тисків – 5...6 - кратне [7].

Наведені результати досліджень виявляють принципово новий механізм дії при застосуванні МОТС – можливість зміцнення контактних шарів інструмента і вихід на керування зношуванням через цей механізм [13]. Це явище має деформаційну природу і його прояв у контактному процесі визначається двома одночасно діючими і конкуруючими факторами: деформаційним зміцненням і термічним знеміцненням. Це поєднання і визначає степінь трансформації властивостей деформованих контактних

шарів інструмента. У реальних умовах, що охоплюють широкий діапазон температур і навантажень, робочі поверхні інструмента можуть зношуватися, перебуваючи у трьох станах: вихідному – I, зміцненому – II і знеміцненому – III (рис.12.6).

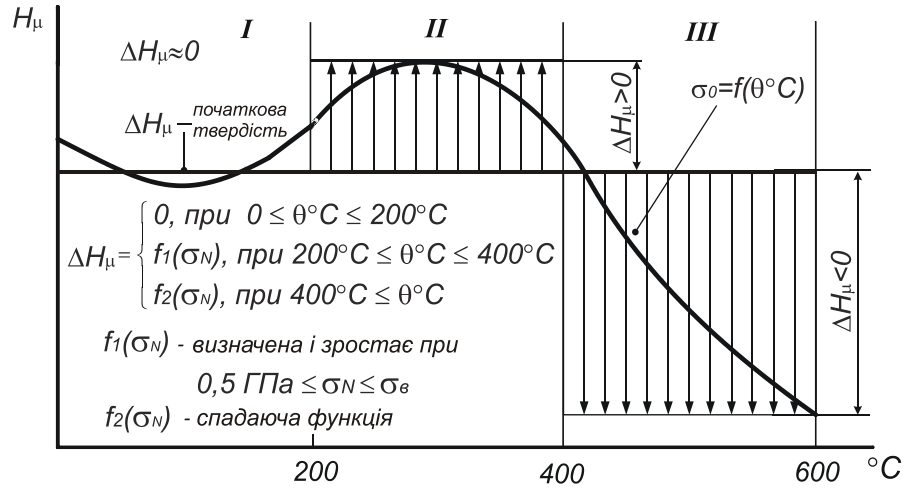


Рисунок 12.6. Схема впливу температури на трансформацію властивостей контактних шарів швидкорізального інструмента

У стані I внаслідок відносно низьких температур (до 200°C) деформаційні процеси на контактних поверхнях інструмента утруднені (збільшення твердості $\Delta H_\mu \approx 0$) і вихідна структура не набуває помітних змін при зношуванні.

Для стану III характерні процеси знеміцнення контактних шарів інструмента ($\Delta H_\mu < 0$), стимульовані підвищеними значеннями температур (більше 400°C). Всі заходи, включаючи застосування МОТС, що використовуються з метою зниження інтенсивності зношування у цих умовах, так чи інакше, спрямовані на сповільнення процесу знеміцнення і збереження властивостей вихідної структури інструментального матеріалу.

Стан II охоплює діапазон температур від 200°C до 400°C, при яких деформаційні випробування сталей виявляють так званий «горб міцності», що відображає превалювання зміцнення над знеміцненням у залежності $R_m = f(\theta°C)$. При різанні даний процес стимулюється тим, що границя текучості інструментального матеріалу у його контактних шарах у результаті нагрівання значно падає і діючі контактні напруження виявляються достатніми для пластичної деформації цих шарів. Природно, у діапазоні даних температур чим вище рівень контактних напружень, тим вище ступінь зміцнення і нижче інтенсивність зношування [13,14]. Цей зв'язок досягається підбором МОТС, рослинні масла серед яких найбільш ефективні.

Формування при різанні відзначених вторинних зміцнених структур є результат прояву фундаментального явища природи – самоорганізації. Суть явища полягає у тім, що при дії зовнішнього збурення відповідна реакція сприймаючої системи як матеріального об'єкта максимально компенсує причину, що викликала це збурення. Оптимальним варіантом самоорганізації контактних процесів є структурна пристосовуваність – утворення вторинних структур, що мають міцність, яка перевершує вихідну. У стані II самоорганізація реалізується послідовним ланцюгом взаємозалежних процесів: **силове і теплове навантаження контакту → пластична деформація повер-**

хневих шарів тертя → утворення зміцнених (вторинних) структур → зношування (втомне руйнування) фрагментів, що вичерпали запас пластичності.

Роль МОТС у цьому ланцюжку виражена у тім, що вони, зменшуючи площу контакту стружки з передньою поверхнею інструмента, обумовлюють ріст питомих нормальних навантажень, відповідна реакція на що виражається посиленням деформації контактних шарів і їхньою трансформацією у напрямку зміцнення.

Ряд інструментів зі швидкорізальної сталі через технологічні обмеження (різьбообробні, протяжки, зенкери, розвертки і т.п.) працюють з режимами різання (температурах 200…400°С і тисках більше 500 МПа), коли процеси зміцнення протікають у ході самого процесу (самозміцнення).

У загальному ж випадку, встановлений ефект відкриває принципово новий шлях використання МОТС, а саме – за аналогією з па́рами тертя застосування їх у якості припрацьовувальних (зміцнюючих) масел при різанні. Для цього особливо перспективні МОТС на рослинній основі, тому що останні, подавані у режимі мінімального змащення (близько 3,0 мл/хв.), забезпечують найбільший ефект зміцнення.

Таким чином, у плані впливу на зношування інструмента мастильна і охолоджувальна дії МОТС мають бути доповнені зміцнювальною дією.

12.4. Руйнуюча (розклинююча) дія МОТС

Під руйнуючою дією МОТС розуміють його здатність полегшувати роботу утворення нових поверхонь у момент їхнього виникнення у процесі пластичної деформації і руйнування оброблюваного матеріалу, тобто здатність знижувати вільну поверхневу енергію деформованого твердого тіла у порівнянні з величиною поверхневої енергії на границі цього тіла і вакууму.

Фізичний зміст даного явища, відкритого у 1928 р. академіком П.А.Ребіндером, полягає у наступному [9]. У ході деформації і руйнування твердого тіла оголюються і перебудовуються його внутрішні зв'язки. Ці зв'язки послаблюються і їхній розрив полегшується, якщо їх частково вдається відволікти на взаємодію з атомами зовнішнього середовища, що адсорбуються на щойно утворених поверхнях.

Таким чином, зниження міцності варто очікувати тоді, коли вільна енергія поверхневої взаємодії буде порівняна з поверхневою енергією твердого тіла, тобто міцність удасться знизити тим більше, чим сильніше буде зменшена поверхнева енергія. Для більшості матеріалів, використовуваних у техніці, досить, щоб вільна енергія поверхневої взаємодії становила 50...100 КДж/моль.

Якщо зовнішнє середовище, що вводиться у зону оброблення, забезпечує відносно слабке зменшення поверхневої енергії, що має місце при фізичній адсорбції, то досягається поверхневий пластифікуючий ефект, тобто локалізація пластичної деформації у тонкому поверхневому шарі. Розм'якшений шар виконує роль додаткового мастильного матеріалу і, зменшуючи тертя на контактних поверхнях та знижуючи надлишкову деформацію у стружці та заготовці, дозволяє поліпшити якість одержуваної поверхні. Особливо висока роль пластифікування при обробленні металів тиском.

Максимальне зниження поверхневої енергії твердого тіла при фізичній адсорбції не перевищує 10% вихідного значення. Тому у звичайних умовах підвищення стійкості інструмента відбувається як у наслідок прояву ефекту Ребіндера, так і у результаті поліпшення мастильних властивостей середовища. Наприклад, введення до складу

нітритно-содового розчину триетанолоамінового ефіру олеїнової кислоти з високою адсорбційною здатністю при обточуванні сталі Х18Н9Т підвищує стійкість різця з Р6М5 у 2 рази. За даними [1, 2] досить ефективні так само суміші ефірів вищих ненасичених кислот талового масла (олеїнової, лінолевої, ліноленової) і триетаноламіну, що випускають під торговою назвою «Эмультал».

Для полегшення процесу різання вигідніша хемосорбція, тому що її енергія взаємодії значно більша, ніж при фізичній. Компенсація розриву зв'язків у цьому випадку виявляється більше ефективною і вільна поверхнева енергія твердого тіла знижується особливо сильно, приводячи до помітного прояву пластифікуючої та руйнуючої дії МОТС. При цьому досягається окрихчення твердого тіла і полегшення процесу його руйнування. Така роль ПАР тим вище, чим більш подібні хімічний склад і будова зовнішнього середовища і тіла, що руйнується. Тому ефективним зовнішнім середовищем, що забезпечує окрихчувальну і руйнуючу дії при лезовому обробленні та шліфуванні є розплави металів: олова, цинку, ртуті, кадмію, вісмуту, свинцю та ін. Високі пластифікуючі і руйнуючі властивості у процесах лезового і абразивного оброблення мають мідно-аміачні комплекси. Так, при свердлінні важкооброблюваного нікельтитанового сплаву їх застосування забезпечило 30-кратне прискорення оброблення [2].

Дією механізму хемосорбції пояснюється і ефективність деяких органічних рідин (олеїнової і стеаринової кислоти, чотирьоххлористого вуглецю), широко використовуваних при обробленні металів, а також органічних кислот, спиртів, сірчано-, хлор-, йод-, і фосфоро-містких з'єднань, що є обов'язковим компонентом МОТС.

Необхідно відзначити, що у сучасних складах МОТС руйнуюча (пластифікуюча) і мастильна дії забезпечуються одночасно.

12.5. Миюча дія МОТС

Миюча дія МОТС пов'язана із забезпеченням безперервного видалення із зони оброблення шламу, що містить шматки дрібної стружки, продукти зношування інструмента, окалину, піщинки та інші сторонні включення, що залишилися у заготовці від попередніх операцій. При шліфуванні миюча дія повинна забезпечити також захист і очищення від засалювання абразивного інструмента (закриття пор абразивного інструмента частками оплавленої стружки), що знижує його ріжучу здатність.

Тверді частки, що залишаються у МОТС, потрапляючи у зону контакту інструмента і деталі підсилюють абразивне зношування його робочих ділянок, погіршують шорсткість обробленої поверхні.

Миюча дія МОТС має першорядне значення при обробленні різанням матеріалів, що утворюють дрібні розсипчасті стружки (чавун, пластмаса і т.п.), а також при абразивному обробленні (особливо фінішній) для запобігання налипання дрібних осколків стружки на інструмент та оброблену поверхню. Велике значення цієї дії на операціях, що характеризуються утрудненим видаленням стружки: свердління, розточування, розвертання, протягування глибоких отворів і особливо – оброблення глухих отворів (наприклад, нарізання різьби).

Ефективність миючої дії МОТС залежить від здатності його поверхневоактивних елементів адсорбуватися і зменшувати поверхневий натяг на границі поділу тверде тіло – рідина. Плівки, що утворюються, знижують адгезію шламу до поверхні інструмента та деталі.

Найкращу миючу дію мають гас, содові і мильні розчини, які утворюють найтонші плівки, що розділяють дрібні частки стружки і абразиву, перешкоджаючи як їхньому злипанню один з одним, так і з поверхнями деталі та інструмента.

Очищення МОР від механічних домішок приводить до істотного підвищення стійкості інструментів. Так оснащення фільтруючими пристроями фрезерних і багатошпиндельних верстатів підвищує стійкість фрез у 5...10 разів, свердел із внутрішнім охолодженням до 200%, розверток, розточувальних і фасонних різців на 44...87% [2]. При цьому продовжується термін використання МОР, скорочується трудомісткість очищення системи її підведення, простої металорізальних верстатів, підвищується культура виробництва.

12.6. Захисна дія МОТС

Захисна (антикорозійна) дія МОР пов'язана з хімічним захистом ювенільної поверхні, що утворюється у процесі різання, від шкідливого впливу атмосфери повітря, що спричиняє зниження міцності і експлуатаційних характеристик деталі.

За схильністю до корозії оброблювані матеріали розрізняються досить широко (від хімічно інертних нержавіючих сталей до хімічно активних титанових сплавів) і ця обставина є визначальною при виборі способу протикорозійного захисту. У ряді випадків присадки, використовувані для поліпшення мастильних властивостей, виконують одночасно та функції інгібіторів корозії. Добрими антикорозійними властивостями і біологічною стійкістю проти мікроорганізмів, здатних з'їдати до 30% вуглеводневих компонентів емульсії і підвищувати її корозійну агресивність, володіють полімеромісткі МОТС, у яких як інгібітори корозії використовуються 0,5% фосфати, нітрати, хромати і добавки емульсолів.

Найбільше повно захисна дія проявляється при застосуванні хімічно інертних газових середовищ, наприклад при обробленні різанням у середовищі аргону [5]. Захист від корозії кольорових металів забезпечують застосуванням масляних МОР, що містять невелику кількість вільної сірки.

Одним з перспективних сучасних напрямків є застосування МОР для одночасного створення на обробленій поверхні покриття із металів, що містяться у МОР [17]. Найчастіше – це сполуки міді і цинку, на утворену плівку з яких потім електролітичним способом накладається хром без травлення основи. Одержувані плівки можуть також використовуватися як декоративні або антикорозійні.

12.7. Застосування газових середовищ у якості МОТС

Ефективність газових середовищ у порівнянні з рідкими значно нижча і їх застосовують у тих випадках, коли використання МОР обмежується умовами технологічного процесу або не допускається санітарно-гігієнічними нормами [1, 2, 6]. У якості газоподібних МОТС застосовуються як хімічно активні гази (кисень, вуглекислий газ, водень, сірководень, хлор), так і інертні (аргон, гелій).

Активні гази, утворюючи на доступних для них ділянках контакту хімічні плівки, сприяють зниженню роботи тертя, зменшенню зношування і шорсткості обробленої поверхні. Найбільш сильним окислювачем є кисень. Ним обдувають зону різання при обробленні деяких важкооброблюваних матеріалів (наприклад, кислотостійких і

жароміцних сталей та сплавів), а також при загострюванні інструментів із твердих сплавів.

Застосування водню, як сильного відновника, доцільно в умовах, коли потрібне зниження інтенсивності окисного зношування, наприклад, при різанні важкооброблюваних матеріалів твердосплавними інструментами на підвищених режимах (температурах).

Різання у середовищі вуглекислого газу стимулює як утворення окисних плівок (за рахунок доставки кисню), так і охолодження інструмента (за рахунок випаровування). Через обмеження, пов'язані з вимогами екології, такі гази, як хлор, хлористий водень, сірководень, озон, застосовуються рідко, в основному у наукових дослідженнях.

Адсорбція інертних газів низка. Їх застосовують як захисні середовища, що запобігають контакту оброблених ювенільних поверхонь із активними елементами зовнішнього середовища, чим забезпечується підвищення експлуатаційних характеристик виробів. Так, при різанні хімічно активних матеріалів, наприклад, титанових сплавів, при температурах більше 600°С у результаті посилення дифузії газів із повітря у глиб металу утворюється твердий шар, що має понижену пластичність і втомну міцність. Різання у середовищі аргону дозволяє значно підвищити міцність таких деталей при змінних навантаженнях [5].

В деяких умовах різання керамічним інструментом застосування азоту як захисного середовища сприяє підвищенню стійкості інструмента. В основному ж присутність інертних газів спричиняє підвищене зношування інструмента [4].

Гази подають у зону різання під тиском або у зрідженому стані. При обробленні високов'язких металів з метою їхнього окрихчення і зниження роботи пластичної деформації застосовують глибоке охолодження у рідкому азоті. Відомі також способи введення газів до складу мастильно-охолоджувальних рідин [7]. Склад газової фази у таких сумішах не перевищує 20% і тому зберігається нерозривність потоку вільно падаючого струменя, і вони не мають недоліків, властивих розпиленим МОТС. Газова фаза у таких сумішах, з одного боку, виконує роль каталізатора, що інтенсифікує хімічну активність компонентів МОР, стимулюючи створення на поверхні інструмента термостійких плівок. З іншого – маючи високу проникну здатність, вона дозволяє охопити подібними плівками велику кількість сильно нагрітих локальних плям на доступних поверхнях контакту, захищаючи, тим самим, інструмент від виникнення критичних термонапружень. Полив вільно падаючим струменем механічної суміші РЗСОЖ8 з повітрям (рис.12.7), забезпечує 1,5...2,0 - кратне підвищення стійкості інструмента по відношенню до звичайного способу подачі МОР.

Газовим середовищем, що практично завжди бере участь у процесі різання, є повітря. Застосування МОР, хоча і супроводжується повним або частковим витисненням атмосферного повітря, але повністю не виключає участі його окремих елементів. А при подачі МОР у розпиленому стані повітря використовується як основа мастильно-охолоджувальної рідини. При операціях, що не допускають застосування рідких середовищ, таких як оброблення гетинаксу, полівінхлориду та інших пластмас, чутливих до нагрівання, повітря виконує самостійні функції – ним обдувають зону різання.

Роль газів як подаваних штучно, так і тих, що містяться у повітрі, складна і неоднозначна. Для уточнення механізму їхньої дії проводять порівняльні дослідження процесу різання у вакуумі [1, 7]. Вони показують, що окислювання металів може про-

тікати при наднизьких тисках (надвисокому вакуумі) порядку $10^{-20}…10^{-40}$ Па протягом короткого проміжку часу ($10^{-18}…10^{-22}$ с) і мати товщину 1,5...3,0 нм [7] .

Джерелами надходження газів у контактну зону різання і тертя є не тільки зовнішнє середовище, але і самі матеріали. Так, до складу металів і сплавів у порожнинах і порах, а також у вигляді твердих розчинів хімічних сполук і адсорбованих шарів входить відчутний об'єм газів, зокрема, кисень, азот, водень, водяна пара, сірчистий і вуглекислий гази, окис вуглецю, аміак та інші, внесені у структуру матеріалу у процесі попередніх технологічних операцій. Наприклад, концентрація газів у сталях залежно від способу виробництва становить $10^2...10^5$ атомів на 10^6 атомів заліза або 2...8 $см^3$ на кожні 100 г металу [3, 7]. Аналогічні співвідношення характерні і для інших металів і сплавів.

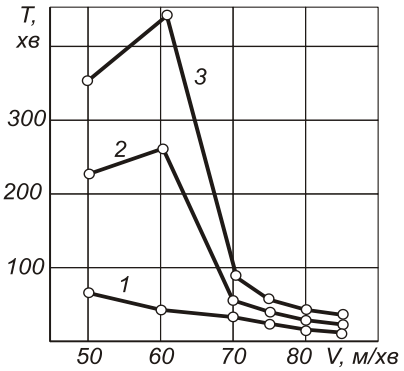


Рисунок 12.7. Вплив різних способів подачі МОТС на стійкість інструмента [7]: *1 – всуху, 2 – вільно падаючим струменем, 3 – у вигляді повітряно-рідинної суміші (10% емульсія Р3СОЖ8, ВК8–ВТ22, S=0,14 мм/об, t=0,1 мм, витрата – 1,21 л/хв.)*

Процеси різання і тертя можуть стимулювати як виділення, так і поглинання газів щойно утвореними поверхнями. Так, при різанні титанового сплаву у вакуумній камері спостерігається зниження вмісту практично всіх газів, але найбільше активно поглинаються азот і кисень (табл. 12.2). При обточуванні нержавіючої сталі має місце протилежна картина. Вміст всіх газів у камері збільшується, але найбільший приріст спостерігається по водню, азоту і кисню. Таким чином, ідеальних, безгазових умов при різанні немає. Є реальний рівень вакууму, склад газів та їхній парціальний тиск.

Таблиця 12.2. Склад і парціальний тиск залишкових газів у вакуумній камері при обточуванні 12Х18Н10Т и ВТ22 [7]

Оброблюваний матеріал	Іони залишкових газів					
	H_2	H_2O	CO	N_2	O_2	CO_2
12Х18Н10Т до різання	$9{,}6\cdot10^{-4}$	$4{,}8\cdot10^{-3}$	$1{,}67\cdot10^{-2}$	$6{,}9\cdot10^{-3}$	$2{,}2\cdot10^{-3}$	$2{,}0\cdot10^{-3}$
12Х18Н10Т після різання	$3{,}7\cdot10^{-3}$	$4{,}75\cdot10^{-3}$	$1{,}69\cdot10^{-2}$	$1{,}12\cdot10^{-2}$	$1{,}29\cdot10^{-2}$	$2{,}0\cdot10^{-3}$
ВТ22 до різання	$9{,}3\cdot10^{-4}$	$4{,}4\cdot10^{-3}$	$1{,}6\cdot10^{-2}$	$6{,}97\cdot10^{-3}$	$2{,}36\cdot10^{-3}$	$2{,}1\cdot10^{-3}$
ВТ22 після різання	$8{,}6\cdot10^{-4}$	$4{,}3\cdot10^{-3}$	$1{,}4\cdot10^{-2}$	$5{,}1\cdot10^{-4}$	$1{,}9\cdot10^{-4}$	$2{,}0\cdot10^{-3}$

Дослідженнями доказано, що повітря у порівнянні з вакуумом приводить до обмеження зон схоплювання. Так, площа контакту зрізуваного шару з поверхнею інструмента при переході у вакуум збільшується у 3...4 рази. В умовах інтенсивного наростоутворення і подібності контактних і деформаційних процесів повітря обумовлює 2...3-кратне зменшення усадки**,** стабілізацію сходу стружки і зниження сил різання на 20...50%**,** ТЕРС на 10...12% і зменшення шорсткості обробленої поверхні.

Вплив повітря на зношування, як і на наростоутворення, залежить від адгезійних властивостей оброблюваного матеріалу. Адгезійна міцність наросту, сформованого

при різанні сталі на повітрі (рис.12.8) на два порядки нижча, ніж при різанні у вакуумі. Тому період стійкості інструмента відносно різання у вакуумі підвищується.

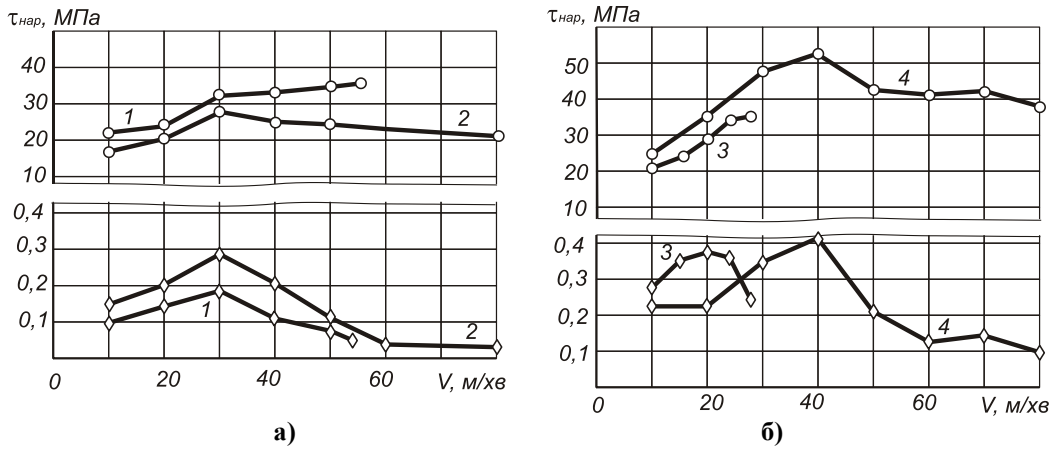


Рисунок 12.8. Адгезійна міцність наростів [7]: *а – сталь 40Х; б – сталь 12Х18Н10Т. 1–3 – різець із Р6М5; 2 і 4 – різець із ВК8. ◊– на повітрі; ○– у вакуумі 6·10^{-2} Па;*

При обробленні ж хімічно активного титанового сплаву ВТ22, навпаки – адгезійна міцність наростів, сформованих при різанні на повітрі, на порядок вища адгезійної міцності нашарувань, утворених при різанні у вакуумі, що приводить до зниження стійкості інструмента відносно різання у вакуумі.

12.8. Застосування металевих розплавів і суспензій порошків у якості МОТС

Обов'язковою умовою руйнуючої (окрихчувальної, диспергуючої) дії МОТС є те, що хімічний склад і будова поверхнево-активних речовин, що містяться у середовищі, мають бути подібними хімічному складу і будові тіла, що руйнується (оброблюваного матеріалу). Зовнішнім середовищем, що забезпечує такий прояв окрихчувального і диспергуючого ефектів при різанні металів, можуть бути розплави легкоплавких металів. При обробленні вуглецевих і нержавіючих сталей, а також ряду важкооброблюваних матеріалів ефективною виявляється евтектика олово-цинк, при різанні титанових сплавів – кадмій-вісмут. При цьому вплив середовища не обмежується окрихчуючою дією, одночасно проявляються її охолоджувальні і мастильні властивості. При виборі металевої МОТС варто також враховувати, щоб воно, максимально знижуючи міцність оброблюваного матеріалу, не чинило помітного впливу на інструмент.

При оптимальних режимах свердління сталі 45 свердлами із швидкорізальної сталі Р6М5 у розплаві олово-цинк силові параметри процесу різання знижуються у 2..3 рази, а стійкість зростає до 10 разів. При свердлінні сталі 12Х18Н9Т розплав цієї евтектики у 2 рази ефективніший, ніж звичайно застосовувана олеїнова кислота. Найбільш доцільне використання рідкометалічних технологічних середовищ при свердлінні важкооброблюваних матеріалів, таких як загартовані сталі У8, марганцевиста Г13, швидкорізальна Р9К5Ф; жароміцні ВЖЛ –14, ЖС6К и титанові ВТ6, ВТ14, ВТ20 сплави, при обробленні яких в евтектиці олово-цинк у порівнянні з водоемульсійною МОР забезпечується у середньому майже 3-х кратне зниження крутного моменту та 2–

х кратне підвищення подачі. При цьому зменшується товщина наклепаного шару, а втомна міцність, ударна в'язкість, міцність оброблених виробів залишається практично незмінною.

При торцевому фрезеруванні жароміцних нікелевих сплавів стійкість інструмента підвищується у 6...10 разів залежно від матеріалу рідкометалічного середовища. При обточуванні титанового сплаву ВТ6 у розплавах кадмію утворюється диспергована стружка, що легко видаляється [2].

Високу ефективність рідкі поверхнево-активні метали виявляють у процесах шліфування важкооброблюваних матеріалів, що пояснюється значними контактними напруженнями на даній операції. Так, при обробленні твердого сплаву алмазними кругами металеві розплави викликають майже 10-кратне зниження сил тертя і потужності у порівнянні з аналогічними параметрами при шліфуванні на повітрі та у воді.

Однак використання металевих розплавів у якості МОТС вимагає вирішення ряду технологічних задач, пов'язаних з нагріванням і подачею розплаву у зону різання, що обмежує їхнє застосування. Перспективним є використання суспензій порошків легкоплавких металів у складі масляних і водоемульсійних МОР. Концентрація металевого наповнювача у технологічному середовищі становлять від 2 до 20%. Оптимальна дисперсність 120 мкм. Металеві суспензії найбільш ефективні при обробленні високоміцних сталей, коли застосування традиційних МОТС не забезпечує необхідних результатів. Їхні переваги проявляються при невисоких швидкостях різання. При свердлінні ряду загартованих сталей у суспензії олово-цинк стійкість інструмента зі швидкорізальної сталі у середньому підвищується у 3 рази. При фрезеруванні високоміцної загартованої сталі (HRC56) введення до складу масляної МОР МР-1 порошку олова набагато ефективніше, ніж МОР СДМУ-2, що містить дисульфід молібдену.

Ще одним варіантом використання легкоплавких металів у якості ПАР є введення їх тонкодисперсних порошків до складу композиції, з якої виготовляється шліфувальний круг, називаний часто імпрегнованим (просоченим). У зоні шліфування такими кругами постійно присутні легкорухомі атоми розплавленої поверхнево-активної речовини (металу), що викликає зниження міцності поверхневих шарів оброблюваного матеріалу і полегшення шліфування.

Вітчизняною промисловістю освоєний випуск шліфувальних кругів, що містять легкоплавкі наповнювачі (вісмут, олово і т.п.), а також інші композиції поверхнево – активних і хімічно активних речовин (сірки, хлору, фосфору, дисперсії графіту, дисульфіду молібдену, нітриду бору).

Фірма «Дженерал–електрик» для кругів із боразону (кубічного нітриду бору) використовують імпрегнатор (наповнювач), що складається з 32% дисульфіду молібдену, 22% сірки, 4% амінопропілтриетоксисилану, 42% епоксидної смоли, а абразивні круги і стрічки просочує розплавами легкоплавких металів галію та цинку і хлорованим парафіном.

12.9. Тверді і пластичні мастильні матеріали

В умовах, коли неможливо або недоцільно використовувати рідкі МОТС (свердління малих отворів, нарізання різьб у в'язких металах, оброблення пластмас, кераміки) і коли достатньо періодичного нанесення мастил, застосовують тверді і пластичні мастильні матеріали:

- неорганічні із шаруватою структурою: сульфіди (MoS_2), нітриди (BN), графіт, слюду, тальк, буру та ін.;
- органічні (мила, віск, тверді жири);
- м'які метали (свинець, олово, цинк, мідь, барій);
- полімерні матеріали (поліетилени, поліаміди та ін.).

Тверді і пластичні мастильні матеріали застосовують, як правило, на лезових інструментах, що працюють при відносно низьких режимах, а також на окремих операціях шліфування і полірування. Найбільше підвищення стійкості спостерігається на дорогому складному інструменті: протяжках, черв'ячних фрезах, мітчиках, різьбових головках. Тверді (пластичні) мастила використовують в основному при роботі швидкорізального інструмента і рідко твердосплавного. Іноді поєднують застосування звичайної МОР із твердим мастильним покриттям.

Плівки твердих мастил повинні мати високу адгезійну активність до матеріалу інструмента, механічну міцність та еластичність. Останнє забезпечується тим, що кристалічні решітки цих речовин складаються з безлічі паралельних шарів, сила зчеплення між атомами яких значно слабкіше такої – між атомами у середині шарів. Такий характер зв'язків у кристалічних ґратках і обумовлює легке ковзання шарів мастила один відносно одного.

Найбільше поширення як тверде мастило (змазку) одержав дисульфід молібдену (MoS_2), кристали якого подібно графіту складаються з найтонших ламелей – пластинок (більше 1000 шарів на 1 мм товщини). Останні під тиском ковзають із малим коефіцієнтом внутрішнього тертя (0,05...0,06), маючи при цьому високу міцність зчеплення з металом (близько 3500 МПа). Дисульфідне змащення випускається у вигляді порошків, паст, олівців і суспензій. При різанні воно також застосовується у вигляді пудри з розмірами зерен 0,5...0,6 мкм.

Розроблені різні способи нанесення і використання твердих і пластичних мастил: додавання їхніх порошків у МОР, занурення інструмента у мастильний матеріал, нанесення його розпиленням або пензлем, натиранням, галтуванням, просоченням (імпегнуванням) абразивного інструмента і т.п. Багато з них вимагають підготовки інструмента і завершуються термічними операціями. Як зв’язувальні матеріали, що забезпечують адгезію твердих мастил до поверхні інструмента, використовують природні і синтетичні смоли, речовини, що полімеризуються. З метою підвищення міцності зчеплення твердого мастила (наприклад, MoS_2) з поверхнею інструмента, як правило, його попередньо підігрівають і ущільнюють стиском або ударом.

Промисловість, як вітчизняна, так і закордонна, випускає великий асортимент консистентних високотемпературних мастил, що базуються на дисульфіді молібдену, вміст якого досягає 70 % в очищеному мінеральному маслі [2, 5]. Вони, на відміну від графіту, зберігають свої мастильні властивості у вакуумі та у присутності вологи, мають високу стійкість до окислювання, що дозволяє застосовувати їх у діапазоні температур до 400°С.

12.10. Способи подачі технологічних середовищ у зону різання

Розроблено різні способи подачі МОР у зону різання, які, виконуючи єдині, означені вище функції, мають свою специфіку при лезовому і абразивно-алмазному обробленні.

У промисловості при обробленні деталей лезовим інструментом знайшли застосування наступні способи подачі МОР: вільно падаючим струменем, через канали в інструменті, напірним струменем, струменем повітряно-рідинної суміші у розпиленому (аерозольному) стані, а у деяких випадках – контактним змочуванням і періодичною подачею на інструмент перед різанням (з маслянки, пензликом, зануренням).

Найбільш поширена подача МОР вільно падаючим струменем (поливом під тиском 0,02...0,03 МПа). Її ефективність залежить від витрати МОР (5...20 л/хв.), розмірів, форми і траєкторії струменя; що повинно забезпечувати перекриття всієї зони різання. Деякі конструкції сопел, що вирішують цю задачу у прив'язці до конкретного випадку, показані на рис.12.9 [4]. З огляду на, що при цьому способі струмінь МОР у першу чергу попадає на відносно холодну вільну сторону стружки, ефективність такого охолодження порівняно невисока.

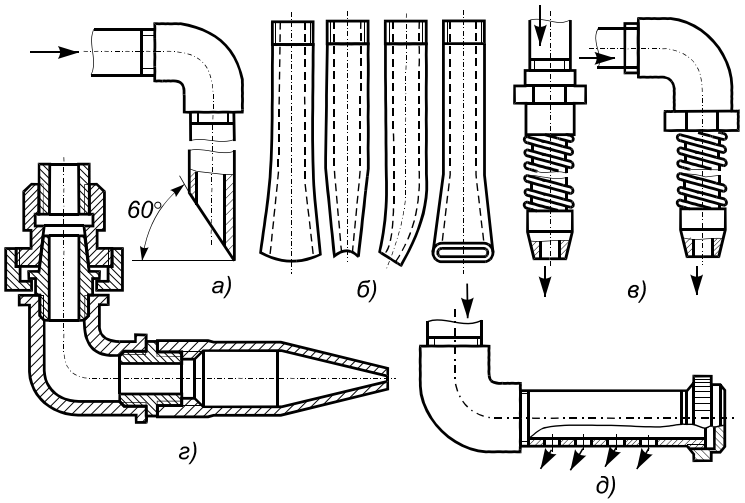


Рисунок 12.9. Насадки (сопла) для подачі МОР поливом [4]

Подача МОР напірним струменем під тиском 0,1...2,0 МПа застосовується з метою посилення тепловідводу від найбільш нагрітих поверхонь інструмента, дроблення і вимивання утвореної стружки (рис.12.10) [4]. Подача МОР напірним струменем ефективніше такої поливом, однак техніка її реалізації складніша і при цьому виникають додаткові труднощі, пов'язані з очищенням і розбризкуванням рідини.

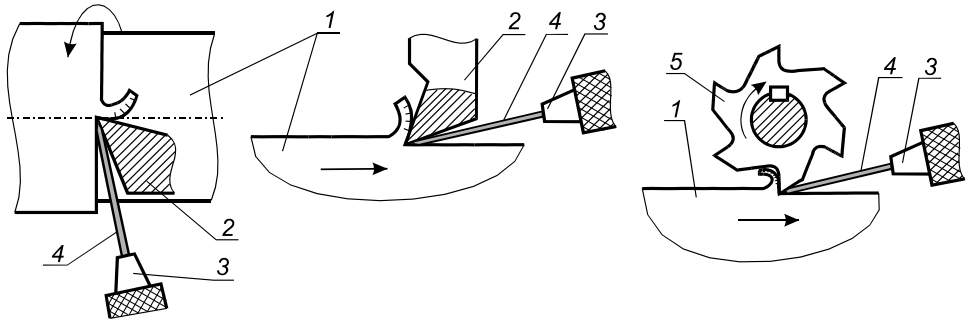


Рисунок 12.10. Схема подачі МОР напірним струменем [4]: *а – обточування; б – стругання; в – фрезерування; 1– оброблювана заготовка; 2 – різець; 3 –сопло; 4 –струмінь МОР; 5 – фреза*

Подача МОР під тиском (від 0,2 до 10 МПа і витратою від 10 до 200 л/хв.) через канали в інструменті з виходом у зону різання (рис.12.11) одержала широке застосування при обробленні глибоких отворів свердлами, зенкерами, розвертками, протяжками і при нарізанні різьб мітчиками.

МОР подають у зону різання під тиском через внутрішні канали свердла (рис.12.11,а). Обмиваючи ріжучі кромки, МОР разом зі стружкою відводиться через зовнішні стружкові канавки. Для другого випадку (рис.12.11,б) МОР подається через кільцевий простір між стеблом свердла і поверхнею отвору у заготовці, а повертається разом зі стружкою через центральний отвір у стеблі.

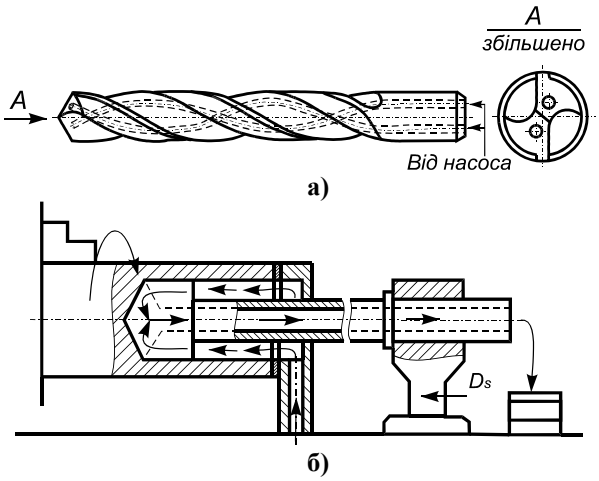


Рисунок 12.11. Схеми глибокого свердління [4]:
а – із зовнішнім відводом стружки; б – із внутрішнім відводом стружки

Специфіка застосування МОР при абразивному обробленні має особливості, пов'язані:

- з будовою абразивних інструментів – наявністю пор і тріщин у всьому їхньому об'ємі, що за рахунок засмоктування і викидання повітря відцентровими силами створює повітряні бар'єри для надходження МОР у зону контакту;
- з високими швидкостями шліфування, що перевищують у десятки разів такі при лезовому обробленні, що сприяє розвитку потужних вихрових потоків, які створюють перешкоди доступу МОР у зону різання;
- з розвитком протягом тисячних долей секунди високих контактних температур, співрозмірних з температурою плавлення металу, і швидкого охолодження, що спричиняє появу теплових тріщин на обробленій поверхні;
- з утворенням шліфувального шламу, що містить частки металу (стружки), осколки абразивних зерен і зв'язки, які необхідно безперервно видаляти, що вимагає посилення миючої дії МОР.

Все це спричиняється збільшення витрати МОР, що при круглому зовнішньому, внутрішньому і плоскому шліфуванні периферією круга має бути не менш 8...10 л/хв., при безцентровому – 3..6 л/хв., при плоскому (торцем круга) – 10...15 л/хв. на кожні 10 мм довжини контакту.

На операціях хонінгування, суперфінішування, доведення, де швидкості руху абразивних інструментів малі, необхідність збільшення витрати МОР відпадає, але зате особливо актуальними стають миючі властивості МОР.

На рис.12.12 представлені схеми основних способів подачі МОР при шліфуванні. Подача МОР вільним поливом (рис.12.12, а) застосовується в основному на універсальних круглошліфувальних верстатах в одиничному і дрібносерійному виробництві, що пояснюється лише простотою її реалізації. При цьому способі під дією повітряних потоків більша частина падаючої рідини участь у процесі шліфування не приймає – розбризкується, а її миючі функції, як і мастильні властивості, реалізуються частково, задовольняючи тільки вимоги охолодження оброблюваної заготовки.

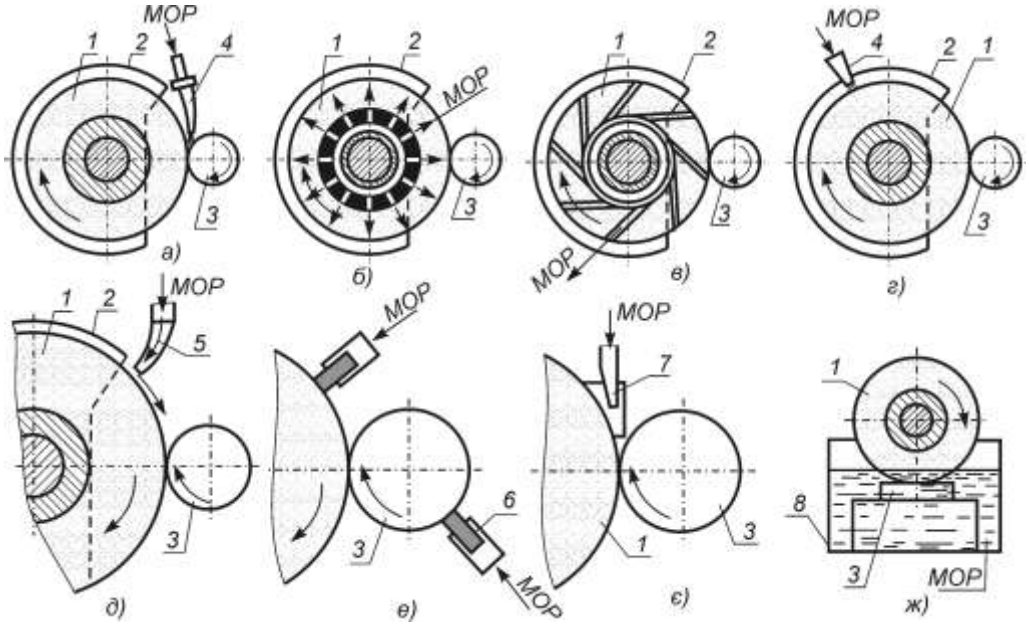


Рисунок 12.12. Схеми основних способів подачі МОР при шліфуванні [4]: *1 – шліфувальний круг; 2 – кожух; 3 –заготовка; 4 – сопло; 5 – вібруючий хвилевід; 6 – пористий елемент; 7 – насадок; 8 – резервуар*

При подачі МОР через пори шліфувального круга (рис.12.12, б) очищена від механічних домішок рідина підводиться під внутрішню порожнину круга і при його обертанні під дією відцентрової сили – на робочу поверхню. У якості МОР використовують мінеральні масла із присадками (з витратою 3...5 г/хв. на кожні 10 мм довжини контакту), рідше – емульсії.

Подача МОР через пори має ряд переваг: виключається шкідливий вплив повітряних потоків, МОР транспортується безпосередньо у зону різання, створюються умови для утворення на контактній поверхні мастильних плівок, пори шліфувального круга безперервно промиваються подаваною рідиною, видаляючи при цьому застряглі частки металу і захищаючи абразивні зерна від засалювання. Однак охолоджувальна дія МОР при цьому способі незначна. Кращі результати одержують комбінуючи його з подачею МОР вільно падаючим струменем. Іншим недоліком подачі МОР через пори круга є неможливість її застосування на шліфувальних кругах з вулканітовою і бакелітовою зв'язками, що не мають наскрізних пор.

Подачу МОР через канали у шліфувальному крузі (рис.12.12, в) застосовують рідко у зв'язку зі складністю їх виготовлення.

При струменево-напірному позазонному способі (рис.12.12, г) МОР подають під тиском (3,0...10,0 МПа) на робочу поверхню шліфувального круга через одне або кілька сопел. Струмінь МОР, що має високу кінетичну енергію, пробиває повітряний потік, очищає пори і абразивні зерна від часток металу і відходів шліфування. На поверхні круга формуються мастильні плівки.

Подача МОР з ультразвуковими коливаннями (рис.12.12, д) за рахунок кавітації створює можливість досить ефективного шліфування навіть досить в'язких матеріалів – міді, алюмінію, важкооброблюваних матеріалів на нікелевій основі та ін. Спосіб застосовується і при очищенні алмазних і кубонітових кругів.

Контактний спосіб підведення МОР (рис.12.12, е) заснований на його комбінуванні з поливанням зони різання вільно падаючим струменем, що має переважні охолоджувальні властивості. На оброблювану поверхню поза зоною різання безперервно наноситься шар мастила шляхом притискання до шліфованої поверхні м'якого пористого матеріалу, просоченого мастилом. Завдяки надзвичайно малій витраті (10...15 г/годину) і відсутності розбризкування активного мастила забезпечується можливість застосування технологічно активних, але відносно дорогих сумішей.

При подачі МОР гідроаеродинамічним способом (рис.12.12, є) енергія повітряних потоків, створюваних обертовим кругом, за допомогою спеціальних пристроїв (насадок, через які направляється повітряний потік), використовується для підвищення швидкості руху рідини та її направлення у зону різання. У принципі, даний спосіб, ідентичний струменеві-напірному. Але техніка подачі МОР при гідроаеродинамічному способі набагато простіше, тому що відпадає необхідність у пристроях для високонапірної подачі.

Шліфування у середовищі МОР (рис.12.12, ж) застосовується рідко, головним чином при плоскому і стрічковому шліфуванні та розрізанні невеликих заготовок. В умовах високого теплового навантаження при шліфуванні (появи припалів, тріщин) рідинну ванну виконують у проточному варіанті.

Розроблено і знайшли застосування у промисловості (особливо на верстатах із ЧПК і багатоопераційних верстатах) способи подачі МОР у вигляді струменя повітряно-рідинної суміші – аерозолі. Розпилення рідини реалізується шляхом подачі її у невеликій кількості у струмінь стислого до 2...4 атм. повітря у співвідношенні 1 л рідини на 5...10 м^3 повітря. Перевагою даного способу є досить мала витрата МОР: 400...500 г/год 1,5% емульсії або 0,5...3 г/ год індустріального масла И–20 чи И–12А. У зв'язку із цим відпадає необхідність її збору, очищення, транспортування, зберігання і т.п.

У порівнянні з обробленням насухо розпилені МОР забезпечують 2...3-кратне підвищення стійкості різального інструменту, зменшення шорсткості обробленої поверхні. Їх застосовують на численних операціях і у різних варіантах (рис.12.13), але

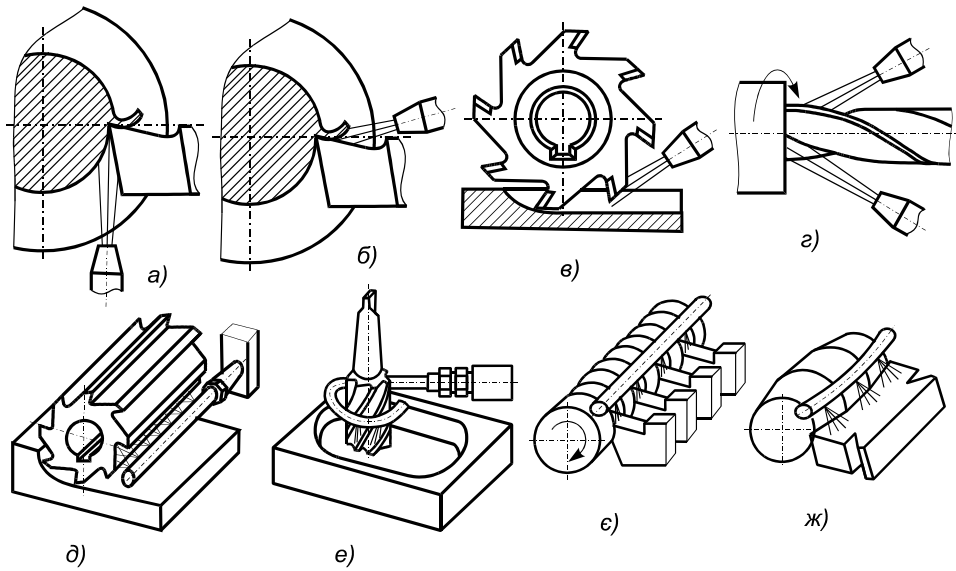


Рисунок 12.13. Схеми встановлення (а – г) одноканальних і багатоканальних (д – ж) насадків для подачі розпилених МОР [4]

головним чином при обробленні важкооброблюваних матеріалів, важких режимах різання необхідності захисту від шкідливих умов праці (гасіння пилу при обробленні чавуну і подібних матеріалів, замість екологічно шкідливих сульфофрезолу та інших подразнюючих речовин), як альтернатива «сухому різанню».

Зрослі вимоги до охорони довкілля і здоров'я людей (використання МОР може бути пов'язане з розвитком хвороб органів дихання, шкіри та нервової системи) стали спонукальною причиною для вдосконалення схем і способів подачі розпилених сумішей і розширення сфери їхнього застосування.

На сьогоднішній день одержала широке поширення, так звана MMS – технологія (Minimalmengenschmierung (нім.)) [15, 16] або MQL – технологія (Minimum quantity lubrication (англ.)). У вітчизняній літературі даний спосіб найчастіше називається **техніка (технологія) мінімального змащення – ТМЗ** [13].

Основною відмінною рисою ТМЗ від відомих і описаних у літературі методів є:

1. Спрямованість на зниження витрати повітря і мастильного матеріалу, рівня шуму і забруднення атмосфери цеху шляхом цілеспрямованої подачі аерозолю у зону оброблення за рахунок удосконалення конструкцій розбризкуючих сопел;
2. Хімічна модифікація екологічно нешкідливих композицій з можливістю застосування МОТС на основі рослинних олій;
3. Застосування установок, що працюють за рахунок стиску МОР (без використання стисненого повітря), що дозволяють знижувати витрати на компресорну техніку;
4. Розробка установок, що забезпечують прицільне крапельне бомбардування (особливо ефективне для різенарізання);
5. Можливість попередньої підготовки аерозолю у накопичувальних резервуарах із заданими розмірами дисперсних фаз.

Застосування ТМЗ дозволяє істотно знизити витрати на використання МОТС. А сполучення даної техніки з використанням екологічно нешкідливих МОТС практично виключає їх негативний вплив як на навколишнє середовище, так і на людей, працюючих у цеху.

У системах ТМЗ доставка мастильного матеріалу у зону різання здійснюється струменем повітря, що утворює аерозоль (рис.12.14) із зовнішнім або внутрішнім підведенням. При зовнішній подачі мастильний матеріал подається або зовні, як аерозоль зі стисненим повітрям, або просто «застрелюється» у вигляді краплі на інструмент. При внутрішній, що у свою чергу підрозділяється на одно – і двоканальні системи, МОТС подається через обертовий шпиндель верстата і канали металорізального інструмента.

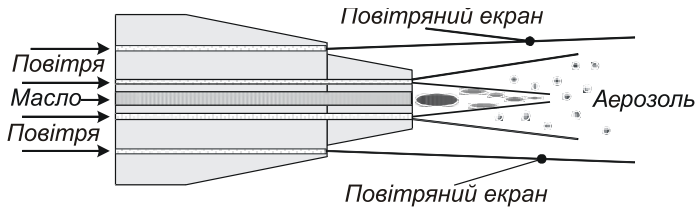


Рисунок 12.14. Формування масляного аерозолю (принцип Вентурі) і екрануючого повітряного потоку

При одноканальній системі формування робочої суміші проходить у спеціальному резервуарі перед надходженням у шпиндель. При двоканальній системі обидва середовища подаються коаксіально через шпиндель і змішуються вже у патроні верстата безпосередньо перед інструментом (рис.12.15). На сьогодні ТМЗ ефективно за-

стосовується при профільному фрезеруванні, свердлуванні та різенарізанні інструментами із сталей та частково – із твердих сплавів.

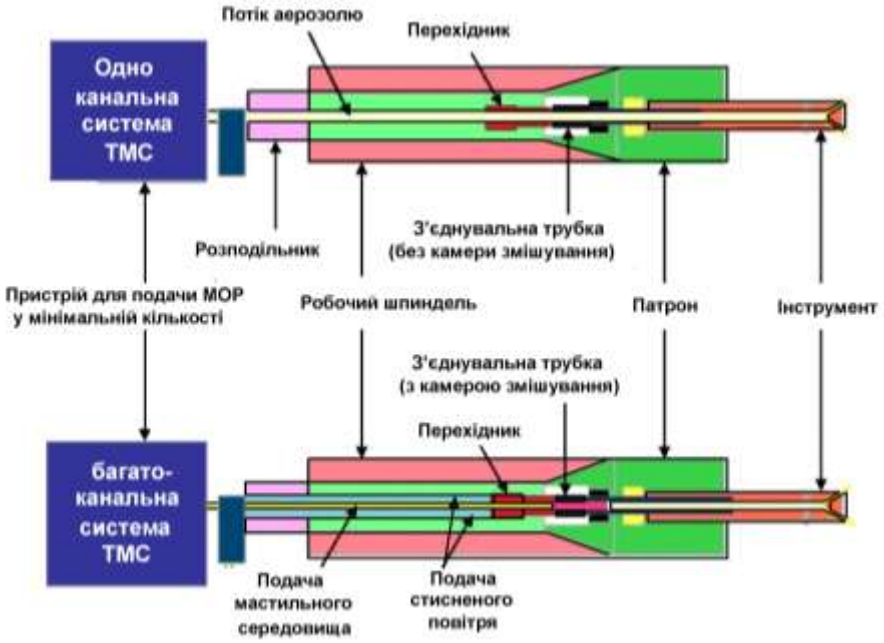


Рисунок 12.15. Одно- і багатоканальні системи мінімізованої подачі МОТС

12.11. Принципи вибору оптимальних технологічних середовищ, їх асортимент і області застосування

Процес різання реалізується при дуже широкому розмаїтті силових, температурних умов, схем, конструкцій і варіантів оброблення. При цьому від МОТС вимагається забезпечити одночасно у більшій чи меншій мірі декілька відмічених раніше функцій.

Практично всі МОР поліфункціональні і одночасно забезпечують як мастильну, так і охолоджувальну дії. З огляду на це, всі застосовувані МОР розділяють на дві групи: рідини, що забезпечують переважну охолоджувальну і частково – мастильну дію – **водозмішувані (водні) МОР** і навпаки – рідини, що характеризуються переважаючою мастильною дією і частково охолоджувальною – **масляні МОР**.

До водної групи МОР належать водні розчини мінеральних електролітів (названі **синтетичними МОР**) і **водні емульсії**. Останні являють собою систему двох рідин, у якій 2...10% однієї (нафтові масла, олеїнова кислота, каніфоль, розчин каустичної соди, спирт) у вигляді дрібних крапель розподілена в іншій – воді. Для збільшення стійкості емульсії до них додають спеціальні речовини – **емульгатори**. Для підвищення ж охолоджувальних властивостей додають порошки (наприклад, алюмінієву пудру), що мають високу теплопровідність. Ці МОР містять також **інгібітори корозії** (дисульфіди, амінофосфати, полімерні жирні кислоти), **антизносні і антизадирні присадки** (речовини, що містять сірку, хлор, фосфор), **антипінні** (диметилсиліконові полімери) добавки і **бактерициди**.

Дана група рідин застосовується в умовах, коли процес різання супроводжується високими температурами: на чорнових операціях (знятті великих припусків); при рі-

занні в'язких, міцних матеріалів, до яких належать нержавіючі і жароміцні сталі та сплави; на більшості операцій шліфування.

Шляхом зміни концентрації компонентів водних МОР створені напівсинтетичні МОР. Основу цих рідин складає вода (до 50 %), інше – емульгатори (водорозчинні полімери: поліетилен, полівінілхлорид [18] тощо; ПАР) і обов'язково – малов'язке нафтове мастило. За експлуатаційними властивостями універсальністю, тривалістю зберігання вони перевершують емульсії.

МОР масляної групи складаються в основному з мінерального масла (60...90%), до якого додають **антифрикційні** (рослинні олії та жири), **протитуманні** (поліолефін, поліпропілен) присадки, а також, як і для водних МОР – **інгібітори корозії, антизносні та антипінні добавки**. Активними присадками у мастилах рослинного, тваринного і мінерального походження служать речовини, що містять фосфор, хлор і сірку. Широко застосовувані МОР на масляній основі із присадками сірки і хлору – сульфорезоли значно (до 20%) знижують потужність різання. Ефективність застосування цієї групи рідин пов'язана зі зменшенням тертя у контакті інструмента із заготовкою, як то: чистове оброблення**,** різенарізання, протягування, зубофрезерування, розвертання і т.п.

Більшість масляних МОР поставляють готовими до застосування і тільки деякі готують на підприємствах-споживачах розчиненням концентратів (емульсолів). Водні МОР готують у два етапи, що включають підготовку води (демінералізацію і очищення від домішок) і змішування емульсолу або концентрату з водою.

Технологічні властивості МОТС оцінюють за коефіцієнтами $К^{Т}_{р}$, $К^{Р}_{р}$, $К^{Θ}_{р}$, що відображають зміни стійкості – Т, зусиль – Р, температури – Θ при різанні насухо, відносно таких же – зі застосуванням МОТС ($Т_р$, $Р_р$, $Θ_р$):

В оптимальних умовах мастильно-охолоджувальні рідини забезпечують підвищення стійкості інструмента у 2...4 рази, зниження зусиль різання на 40...60%, температури на 10...20%, поліпшення шорсткості оброблюваної поверхні на один – два класи.

Однак при виконанні ряду операцій використання МОР дає негативний результат. Головним чином це має місце при застосуванні твердих сплавів на високошвидкісних операціях, коли високі градієнти температур стимулюють розвиток термічних тріщин і розтріскування пластин. У подібних процесах застосовувати охолодження не рекомендується. Не рекомендується застосування охолодження і при обробленні чавунів, пластмас, та інших малопластичних матеріалів через низьку ефективність і забруднення робочого місця, забивання фільтрів сумішшю МОР з металевим або пластмасовим пилом.

У зв'язку з великим розмаїттям технологічних умов при виконанні операції різання вибір оптимального варіанта технологічного середовища, як правило, здійснюється емпірично і базується на досвіді його застосування у конкретних умовах. У результаті, композиції МОТС ускладнюються, а їхня кількість, що вже перевищує кілька сотень, продовжує збільшуватися. Тим часом, як занадто вузький, так і занадто широкий асортимент не задовольняє вимогам виробництва: вузькість асортименту МОР не дозволяє ефективно виконувати різноманітні операції, а необґрунтовано широкий асортимент здорожчує техніку їх застосування, зберігання, транспортування та утилізації. Тому тенденції вдосконалення МОТС багато у чому пов'язані з їх уніфікацією. Набір уніфікованих МОТС повинен забезпечувати досить високу ефективність їхнього застосування у різноманітних, але відносно близьких за змістом умовах різання. При

цьому, природно, доводиться миритися з тим, що дане МОТС не буде максимально ефективне на кожній конкретній операції.

Таким чином, для раціонального функціонування виробництва оптимальний асортимент МОТС повинен включати як уніфіковані, так і спеціальні марки. Останнє пов'язане із впровадженням у промисловість матеріалів зі специфічними властивостями, створенням нових верстатів і автоматичних ліній, де до застосування МОТС пред'являються підвищені вимоги, що випливають із особливостей їхньої циркуляції у складній системі обладнань. І тому відомі закордонні фірми (Брітіш – Петролеум, Бурмах – Кастрол, Шелл, Фіат, Ессо, Форд, Шведт) рекомендують для застосування 10...20 видів уніфікованих МОТС, а МОТС вузького призначення виготовляють за спеціальним замовленням.

На склади і застосування МОТС є державні стандарти і технічні умови. Існує і міжнародний стандарт (ISO 6743/7 «Мастильні матеріали, індустріальні масла і споріднені продукти»). Київське науково-виробниче об'єднання «МАСМА» склало класифікацію [2], що дозволяє оцінювати сучасні МОТС на основі зазначеного міжнародного стандарту, що підсилило інтерес до вітчизняних уніфікованих складів МОТС.

У довідковій і спеціальній літературі [1, 2, 4] міститься практично весь асортимент МОТС та області їхнього раціонального застосування. Такі рекомендації для найпоширеніших МОТС масового призначення наведені у таблиці 12.4.

Таблиця 12.4. Асортименти і області застосування МОТС для оброблення металів різанням [2]

Область застосування МОТС		
Найменування	**Переважного (найбільш ефективного і розповсюдженого)**	**Додаткового**
Водні		
Укринол-1, Укринол-1м, Уверол, Карамбол-Э1у, Аквэмус, ФМИ-6, Ризол, Эмульцид ЭТ-2, ЭТ-2, ЭТ-2у, Эмульсол Т, «Резец», ЯЗ, НГЛ-205, ЭГТ	Обточування, розточування, відрізання, фрезерування, свердління, зенкерування, розвертання, стругання, різенарізання, протягування, шліфування чавунів, вуглецевих, низько- і середньо легованих конструкційних сталей, деяких кольорових металів і сплавів	Лезове і абразивне оброблення міді, алюмінію і їхніх сплавів. Шліфування, обточування, фрезерування, свердління деяких корозійно-стійких і жаростійких сталей і сплавів, інструментальних сталей (Укринол-1, Укринол-1м, Уверол, Карамбол-Э1у)
Синтетичні		
Аквол-11, Прогресс-13 Аквол-10М, Аквол-16, СКТБ ИНХП-2, Тосол-ОИЗ	Обточування, розточування, відрізання, фрезерування, свердління, зенкерування, розвертання, стругання, різенарізання, протягування, шліфування конструкційних сталей, алюмінієвих сплавів, чавунів, корозійно-стійких і інструментальних сталей, деяких кольорових металів і сплавів, у тому числі в умовах гнучких виробничих систем (Аквол-16). Шліфування (Тосол-ОИЗ)	Лезове і абразивне оброблення чавунів, деяких жаростійких і жароміцних сталей і сплавів. Алмазно-абразивне розрізання кремнію (Аквол-11) Алмазно-абразивне оброблення, загострювання твердих сплавів, розрізання феритів, шліфування магніто-м'яких матеріалів. Магнітно-абразивне оброблення металів (Аквол-10М)

Масляні		
МР-7, МР-1у, ОСМ-3, ОСМ-5, МР-2у, МР-9, РЗ-СОЖ-2МИО МР-99, МР-5у, МР-8, ЛЗ-26МО	Оброблення на токарних автоматах і напівавтоматах (у тому числі обточування, відрізання, свердління, зенкерування, різенарізання), фрезерування, зубооброблення конструкційних сталей, чавунів (ОСМ-3), кольорових металів і сплавів (МР-2у, МР-9, ОСМ-5) Обточування, розточування, відрізання, фрезерування, свердління, протягування, зубооброблення, різенарізання конструкційних вуглецевих і легованих сталей.	Лезове оброблення деяких корозійно- і жаростійких сталей (у тому числі глибоке свердлування отворів діаметром більше 40 мм), різьбо- і зубошліфування (МР-7). Шевінгування ОСМ-5). Фінішні операції: шліфування, хонінгування, суперфінішування, полірування чавунів і сталей (ОСМ-3) Лезове оброблення деяких важкооброблюваних матеріалів (МР-99, МР-5у), кольорових металів і сплавів (МР-8)

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Який механізм реалізації змащувальної дії МОТС?
2. Назвіть основні види присадок до МОТС і сфери їх застосування.
1. 3.Вкажіть вплив МОТС на тепловий баланс і дайте основні висновки.
2. Поясніть механізм зміцнення інструменту у процесі різання і вплив МОТС на цей процес.
3. Яка роль ПАР у процесі стружкоутворення?
4. Які технологічні показники залежать від миючої та зачисної дії МОТС?
5. У чому особливості впливу вакууму і газових середовищ на зношування інструментів?
6. Сфери застосування металевих розплавів, суспензії порошків, твердих і пластичних змащувальних матеріалів, як МОТС?
7. Способи подачі МОТС при лезовому і абразивному обробленні.
8. Принципи та особливості різних систем ТМЗ, сфери їх застосування.
9. Принципи вибору оптимальних складів МОТС і сфери їх застосування.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 12

1. Клушин М. И. Технологические свойства новых СОЖ для обработки резанием / М. И. Клушин, В.М. Тихонов, А.П. Симкин и др. – М. : Машиностроение, 1979. – 192 с.
2. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием : справочник / под общей ред. С. Г. Энтельса, Э. М. Берлинера. – 2 изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1995. – 496 с.
3. Латышев В. Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев. – М. : Машиностроение, 1985. – 64 с.
4. Худобин Л. В., Бердичевский Е. Г. Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке : справочное пособие / Л.В. Худобин, Е. Г. Бердичевский. – М. : Машиностроение, 1977. – 192 с.

5. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М. : Высш. школа, 1974. – 592 с.
6. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
7. Якубов Ф.Я. Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Ф. Я. Якубов, В. А.Ким. – Симферополь : Крымучпедгиз, 2005. – 300 с.
8. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. – М. : ФМЛ, 1963. – 426 с.
9. Ребиндер П. А. Поверхностные явления в дисперсных системах / П.А. Ребиндер // Избранные труды : Физико-химическая механика. – М. : Наука, 1979. – 382 с.
10. Солодовник В. Д. Микрокапсулирование / В.Д. Солодовник. – М. : Химия, 1980. – 216 с.
11. Девочкин А. А. Особенности смазочного действия микрокапсулированных присадок к СОТС / А.А. Девочкин, В.Н. Латышев, В.А. Годлпекский и др. // Теоретические и практические аспекты теории контактных взаимодействий при резании металлов. – Чебоксары : Чув. ГУ, 1988. – С. 25-30.
12. А. с. № 10555991 СССР. Способ повышения стойкости металлорежущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким, Э.Г. Симашев (СССР). – опубл. 22.06.83.
13. Якубов Ч.Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч.Ф. Якубов. – Симферополь : КИТУ, 2008. – 154 с.
14. Костецкий Б. И. Поверхностная прочность материалов при трении / Б.И. Костецкий и др. – К. : Техника, 1976. – 292 с.
15. Попке Х. Применение техники подачи СОТС при сверлении, зенкеровании, развертывании инструментами из быстрорежущей стали / Х. Попке, Т. Эммерт // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков, ХГПУ, 1997. – вып. 51. – С. 62-65.
16. Brinksmeier E., Walter. A.: Minimalschmiertechnick und Trockenbearbeitung inder spanenden Fertigung. In: Einstieg in die schmierstoffarme u.– freie Metallbearbeitung, Praxis – forum, Band 21/02 (2002) Berlin, Verlag Technik + Kommunikation. S 53–85.
17. Marzec S., Pytko S. Tribologia procesow skrawania metali. Nowe ciecze chlodzaco–smarujace. – Krakow, 1999. – 114c.
18. Макаров С.М. Підвищення ефективності механічної обробки деталей з використанням полімервмісних МОТЗ : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : 05.02.08 / С.М. Макаров ; Одес. політехн. ун-т. – Одеса, 2008. – 24 с.

РОЗДІЛ 13. ПРОЦЕСИ АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ

Абразивне оброблення – процес формотворення деталей різанням значною кількістю абразивних часток (зерен). Це досить поширений у всіх сферах машинобудівного виробництва процес. Так на підприємствах автомобілебудування абразивними інструментами працюють до 30%, а у підшипниковій промисловості – до 80% верстатів. Деякі матеріали (кераміка, тверді сплави, природний камінь) взагалі не можуть бути ефективно оброблені іншими механічними методами.

Робочі процеси абразивного оброблення розрізняються за видом використовуваного інструменту, технологічного середовища, матеріалом абразивних часток, кінематикою робочих рухів та ін. **Сутністю оброблення, є направлене абразивне (механічне) зношування матеріалу заготовки у результаті ріжучої або дряпаючої дії твердіших часток інструменту.**

За призначенням процеси абразивного оброблення прийнято поділяти на обдирне, чорнове та чистове шліфування і викінчувальні (фінішні) методи:

• **Обдирне (силове) шліфування** застосовують при обробленні поверхонь, для яких припустимі значні відхилення форми, велика глибина дефектного шару. Продуктивність оброблення може сягати 5 кг/хв.

• **Чорнове (напівчистове) шліфування** виконують перед подальшим чистовим обробленням, або при обробленні поверхонь з низькими вимогами щодо точності і шорсткості (точність оброблення 8…10 квалітет, R_a = 2,5…6,3 мкм).

• **Чистове шліфування** використовують як остаточний метод оброблення або перед подальшим викінчувальним (фінішним) обробленням поверхонь (точність оброблення 6…8 квалітет і шорсткість поверхні R_a = 0,16…1,25 мкм).

• **Викінчувально-абразивні методи** [21] застосовують для задоволення найвищих вимог щодо точності оброблення, шорсткості поверхні, фізико-механічних властивостей поверхневого шару. Це тонке шліфування, хонінгування, суперфінішування, доведення, абразивне оброблення гнучкими стрічками і пелюстковими кругами, полірування, віброабразивне, магнітно-абразивне оброблення, полірування ущільненим потоком абразиву та ін. При цьому забезпечується точність у межах 5…6-го квалітетів і шорсткість поверхні R_a = 0,04…0,16 мкм (тонке шліфування) та 3…5-го квалітетів R_a = 0,04…0,16 мкм при притиранні.

13.1. Абразивні матеріали та інструменти

Абразивний інструмент є системою взаємозв'язаних абразивних (дисперсних) часток. За агрегатним станом дисперсного середовища можна виділити наступні класи абразивних інструментів:

• **Твердодисперсні** – з фіксованим розташуванням абразивних зерен у зв'язці або на основі інструменту. Інструмент може бути монолітним, багатошаровим або одношаровим. Він може мати гнучку основу (шліфувальні стрічки і шкурки). Залежно від матеріалу зв'язки інструмент буває жорстким (керамічна, бакелітова, металева) або пружним (вулканітова, поліуретанова). Можливе включення додаткових дисперсних фаз: пори в абразивному інструменті, частки твердого мастила, наповнювач в алмазно-абразивному інструменті.

• **Рідкодисперсні** (суспензії, золи) – абразивні частки знаходяться у рідині при

доведенні, притиранні, поліруванні, віброабразивному, ультразвуковому, струменево-абразивному обробленні.

• **Газодисперсні** (пил) – абразивні частки захоплюються газовим або повітряним середовищем при віброабразивному, струменево-абразивному та деяких інших методах оброблення.

Рідкодисперсні і газодисперсні системи відносяться до процесів оброблення умовно вільним абразивом і є абразивними середовищами. Можлива їх комбінація, наприклад піскоструминне оброблення.

13.1.1. Абразивні матеріали

Всі абразивні матеріали [1, 7, 19, 21, 33, 40] поділяють на дві групи: натуральні (природні) і штучні (синтетичні).

Природні матеріали (кремінь, наждак, корунд, гранат, алмаз та ін.) не знаходять широкого використання в абразивних інструментах. Більш часто для процесів полірування і доведення використовуються: пемза, польовий шпат, крокус, крейда, тальк, каолін, віденське вапно [21].

Серед **штучних абразивних матеріалів** розрізняють абразиви високої твердості (електрокорунд, карбід кремнію, карбід бору) і надтверді матеріали (НТМ) – синтетичний алмаз (АС) і кубічний нітрид бору (КНБ). Наприклад, КНБ випускається під такими торгівельними марками: кубоніт – Україна; ельбор – Росія; белбор – Білорусь; борозон (*borozon*) – США; CBN – Японія і Китай.

Сировиною для виробництва абразивів високої твердості служать руди і мінерали, що містять велику кількість кристалів, таких як оксид алюмінію (Al_2O_3) і кварц (SiO_2). Надтверді абразивні матеріали отримують у результаті синтезу при надвисокому тиску і температурі з графіту (синтетичний алмаз) і гексагонального (вьюрцитного) нітриду бору (КНБ) з подальшим подрібненням шихти, очищенням і розсіванням.

Електрокорунд – це кристалічний оксид алюмінію Al_2O_3, що є очищеним продуктом плавки глинозему (бокситів). Розрізняють декілька видів електрокорунду: нормальний, білий, хромистий, титановий, монокорунд і сферокорунд.

Електрокорунд нормальний (марки: 16А, 15А, 14А, 13А, 12А) найширше використовується у промисловості. Застосовується при чорновому, напівчистовому і чистовому шліфуванні сталей і чавунів, а також для загострювання ріжучого інструменту з інструментальної сталі.

Електрокорунд білий (марки: 25А, 24А, 23А, 22А) містить менше домішок, тому перевершує за своїми різальними властивостями електрокорунд нормальний. Він застосовується при шліфуванні міцних і в'язких сталей (незагартованих і загартованих), ковкого чавуну, для загострювання інструментів з швидкорізальної сталі.

Електрокорунд хромистий (34А, 33А, 32А) отримують при плавці в електропечах глинозему з додаванням хромистої руди. Зерна його мають рожеве забарвлення. Вміст Al_2O_3 не менше 97% і до 2% CrO.

Електрокорунд титановий (37А) містить не менше 97% Al_2O_3 і 2% TiO_2.

Висока в'язкість зерен і стабільність інших фізико-механічних властивостей електрокорунду хромистого і титанового створюють передумови для їх використання при напружених режимах шліфування вуглецевих і конструкційних сталей, а також для високоточних робіт і операцій доведення.

Монокорунд (45А, 44А, 43А) містить 97…98% Al_2O_3. Застосовується для оброблення досить міцних конструкційних сталей, ковкого чавуну, швидкорізальної сталі.

Сферокорунд – у вигляді порожнистих корундових сфер. У нім міститься більше 99% Al_2O_3 і невелика кількість домішок. Він знаходить застосування при шліфуванні м'яких, в'язких і специфічних матеріалів – шкіри, гуми, деревини, пластмас, кольорових металів. Інколи використовується як пороутворювач.

Формокорунд містить 80…87% Al_2O_3 і Fe_2O_3 – не більше 1,5%. Виробляється у вигляді зерен циліндричної (С) і призматичної (Р) форм із розмірами: діаметр або ширина квадратного перетину 1,2…2,8 мм, довжина 3,8…8 мм. Переважно використовується для важких обдирних робіт.

Карбід кремнію (SiC) випускається двох видів: чорний – марок 52С, 53С, 54С, 55С (95…98% SiC) і зелений – марок 62С, 63С, 64С (98…99% SiC).

Якіснішим, але й дорожчим є зелений карбід кремнію. Він застосовується для загострювання твердосплавного інструменту. Карбід кремнію чорний є крихкішим і використовується для оброблення матеріалів з низькою межею міцності (чавуну, бронзи), в'язких металів і сплавів (м'якої латуні, алюмінію, міді), а також для оброблення таких неметалічних матеріалів, як шкіра, скло, мармур і т. п.

В даний час для спрощення [40] використовують позначення карбіду кремнію зеленого і чорного відповідно 6С і 5С, електрокорунду білого – 2А і т. д.

Карбід бору (B_4C) – складається з кристалічного карбіду бору (84…93%) і невеликої кількості домішок. За твердістю та абразивною здатністю поступається тільки нітриду бору і алмазу. Застосовують в основному для приготування паст і суспензій для доведення і полірування твердих матеріалів. Може використовуватися для доведення твердосплавного інструменту, оскільки забезпечує мінімальний радіус кривизни різальної кромки леза – до 6...10 мкм (електрокорунд – до 15 мкм) [40], а також при обробленні досить твердих матеріалів, наприклад рубіна, корунду, кварцу та ін.

Оксид алюмінію (Al_2O_3 – глинозем). Пасти на його основі використовуються для притирання і доведення сталевих і чавунних деталей.

Оксид заліза (Fe_2O_3) – полірувальний порошок коричневого кольору (крокус). Застосовується для полірування скла, благородних і кольорових металів.

Оксид хрому (Cr_2O_3) – твердий тонкокристалічний абразивний матеріал темно-зеленого або майже чорного кольору. Є найбільш ефективним матеріалом, вживаним для виготовлення полірувальних паст.

Однією з найважливіших характеристик абразивних матеріалів є **зернистість**. За зернистістю абразивні матеріали поділяють на наступні групи: шліфзерно – 200, 160, 125, 100, 80, 63, 50, 40, 32, 25, 20, 16; шліфпорошки – 12, 10, 8, 6, 5, 4, 3; мікропорошки – М63, М50, М40, М28, М20, М14; тонкі мікропорошки – М10, М7, М5. Це умовне позначення шліфувального матеріалу, що пов'язане з розміром абразивних зерен основної фракції. **Основною фракцією** називається сукупність зерен певного розміру, що переважають у складі даного порошку за масою (у шліфзерні і шліфпорошках) або за числом зерен (у мікропорошках).

Зернистість шліфзерна і шліфпорошків визначається розміром сторони отвору нижнього контрольного сита для основної фракції (у сотих долях міліметра). Наприклад, шліфзерно 200 при просіюванні залишається на ситі з номінальними розмірами отворів сітки на просвіт, рівними 2000 мкм.

Номер зернистості мікропорошків позначається цифрою, рівною найбільшому розміру (у мкм) зерен основної фракції з додаванням букви М. Наприклад, мікропо-

рошок з розмірами основної фракції 14…10 мкм позначається М14.

13.1.2. Порошки з синтетичних алмазів і кубічного нітриду бору

У загальному випадку алмазний порошок – це сукупність кристалів і полікристалів розміром не більше 3000 мкм.

Алмазні порошки прийнято поділяти на чотири основні групи [7]: шліфпорошки (з розміром зерен 2500...60 мкм), мікропорошки (60...1 мкм), субмікропорошки (1...0,1 мкм) і нанопорошки (10^{-3}...10^{-4} мкм).

Позначення марок алмазних шліфпорошків складається з буквених і цифрових індексів. Буквами АС позначаються порошки з синтетичних монокристалічних алмазів (буквою А – природний алмаз), АР – із синтетичних алмазних полікристаллів. При цьому до індексу АР додається буква, що позначає тип вихідного полікристалічного алмазу: В – баллас, К – карбонадо, С – спеки. До буквених позначень додається цифровий індекс, що виражає для порошків АС значення міцності на стискування (не менше) у ньютонах, а у шліфпорошках АР – у сотих долях ньютона.

Шліфпорошки синтетичних монокристалічних алмазів випускаються в Україні 12 марок міцності (ДСТУ 3292–95) починаючи з АС2 (4, 6, 15, 20, 32, 50, 65, 80, 100, 125) до АС160. Якщо порошок додатково розсортований за якою-небудь окремою властивістю після цифрового індексу додається відповідна буква: Т – термоміцні (термостійкі); Н – немагнітні, неелектропровідні; А – підвищеної адсорбційної активності і т. п.

У Інституті надтвердих матеріалів (ІНМ) НАН України розроблені і виробляються порошки підвищеної міцності марок АС200, АС250, АС300, АС350, АС400 (ТУ 88.090.029–98). Дані порошки застосовуються: у інструментах на металевих зв'язках; у правлячих інструментах; в інструментах для різання, свердління природного каменя, кераміки, бетону і бурових робіт.

Мікропорошки нормальної абразивної здатності, які позначаються індексом АСМ (алмазний синтетичний мікропорошок), і порошки підвищеної абразивної здатності (індекс АСН), випускаються зернистістю від 60/40 до 1/0 мкм.

Зернистість шліфпорошку з НТМ визначається і характеризується розміром зерен основної фракції і позначається, на відміну від традиційних абразивів, дробом, чисельник якого відповідає розміру отворів верхнього сита, а знаменник – розміру отворів нижнього сита, на яких залишаються зерна розсіюваної фракції, утворюючи масу порошку певної зернистості, наприклад, 400/315. Цифри відповідають розмірам отворів сит у мкм.

Для позначення субмікропорошків до буквених індексів додається цифра 5 або 1, що позначає вміст у порошку зерен крупної фракції (відповідно не більше 5 або 1%). Субмікропорошки випускаються 6 зернистостей: АСМ5 1/0,5 (0,7/0,3; 0,5/0,1) і АСМ1 0,5/0 (0,3/0; 0,1/0).

Для отримання мікро і субмікропорошків спеціального призначення застосовують різні методи модифікування їх поверхонь. У цьому випадку до основних індексів додаються нові: О – овалізовані, Д – діамагнітні, Ф100 – гідрофобізовані, Ф700 – гідрофілізовані та ін.

Нанометричні ультрадисперсні алмази (УДА) з розміром часток 1...100 нм синтезуються шляхом детонації заряду вибухової речовини у спеціальних камерах у середо-

вищі з негативним кисневим балансом [7]. У даний час вже відомо, що добавки УДА у різні матеріали сприяють формуванню дрібнозернистих структур з принципово новими властивостями.

Кубічний нітрид бору (КНБ) є більш термостійким матеріалом, ніж алмаз і застосовується там, де не може використовуватися алмаз, тобто при великих навантаженнях і високій температурі.

В Україні шліфпорошки КНБ (кубоніта) з розмірами зерен від 250 до 40 мкм виробляються трьох марок: звичайної (КО), підвищеної (КР) і високої (КВ) міцності.

Основною характеристикою мікропорошків із кубоніту (КМ) є підвищена абразивна здатність. Діапазон зернистостей такий же, як і в алмазів, тобто від 60/40 мкм до 1/0 мкм.

При виробництві і контролі алмазні порошки аналогічно абразивним поділяють на фракції за розмірами отворів сортувальних сит. Ці розміри вибрані з ряду рекомендованих чисел, що є геометричною прогресією з певним знаменником. В Україні і країнах СНД застосовується набір сит зі знаменником $\sqrt[10]{10} \approx 1,26$, а розміри отворів і зернистість шліфпорошків визначаються у мікрометрах.

У США і Західній Європі застосовують набір сит з розмірами отворів у мешах (величина меш – це кількість отворів на один лінійний дюйм сітки) і змінному модулі набору сит. Відповідність між мкм і меш приведена у [7].

Для субмікропорошків визначення зернистості і зернового складу проводиться на електронному мікроскопі при збільшенні не менше ×10000.

13.1.3. Абразивні інструменти

На практиці абразивний інструмент поділяють на три основні види [33]:

• інструмент на жорсткій основі, в якому зерна 1 шліфувальних матеріалів (рис. 13.1) жорстко скріплені між собою зв'язкою 2 (керамічною, органічною, металевою тощо);

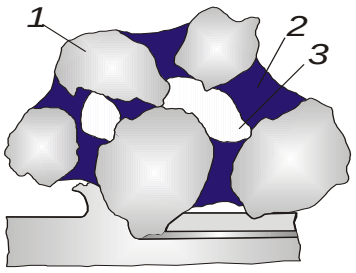


Рисунок 13.1. Структура абразивного інструменту

• інструмент, виготовлений на гнучкій основі (фібра, папір, синтетичні волокна, тканина або їх комбінація, нетканий матеріал) – шліфувальна шкурка і вироби з неї (нескінченні шліфувальні стрічки, стрічки, бобіни, конуси, диски, пелюсткові круги), та інший гнучкий або еластичний абразивний інструмент;

• пасти твердої і рідкої консистенції, що є композицією з шліфувальних матеріалів і органічних зв'язок, що здатні закріплювати абразивні зерна так, що при роботі вони мають значну свободу переміщень у зоні оброблення, також можуть додаватись мастильні і поверхнево-активні речовини.

Найбільшого поширення у виробництві набув абразивний інструмент на жорсткій основі:

• шліфувальні круги – абразивні інструменти у вигляді тіла обертання циліндричної або спеціальної форми;

• шліфувальні головки – шліфувальні круги різних форм і розмірів з глухими отворами для кріплення на металевих хвостовиках-оправках;

• шліфувальні сегменти, що є складовою частиною збірного або складеного шлі-

фувального круга;

• шліфувальні бруски призматичної або циліндричної форми, що використовуються у хонах або суперфінішних головках;

• шліфувальні шевери – абразивні інструменти, що мають форму зубчастого колеса, використовуються для фінішного оброблення зубчастих коліс;

• абразивні галтувальні тіла у формі призм, зірочок та інших довільних геометричних форм, що використовуються при віброабразивному обробленні у галтувальних барабанах.

За своїми формами або профілями шліфувальні круги поділяються на 13 типів, наприклад, прямого (циліндричного) або конічного профілів, у вигляді кілець, чашок, тарілок, зі спеціальними виточками і т. п. Крім того, правкою може бути забезпечений будь-який інший спеціальний профіль, необхідний для конкретної операції шліфування [7, 25, 29, 33].

Окрім типу і розмірів, характеристика шліфувального круга включає: матеріал і марку абразиву, його зернистість, твердість і номер структури круга, тип і марку зв'язки. Особливістю алмазно-абразивного інструменту є наявність характеристики – концентрації алмазних зерен і відсутність характеристик – твердість і номер структури. До складу характеристики входять також робоча швидкість інструменту, його ступінь точності і клас неврівноваженості мас.

Твердість абразивних інструментів – це умовне позначення здатності зв'язки утримувати зерна в інструменті. Встановлена наступна шкала ступенів твердості абразивних інструментів [33]: ЧМ1, ЧМ2 – надзвичайно м'який; ВМ1, ВМ2 – вельми м'який; М1, М3 – м'який; СМ1, СМ2 – средньом'який; С1, С2 – середній; СТ1…СТ3 – середньотвердий; Т1, Т2 – твердий; ВТ1, ВТ2 – вельми твердий; ЧТ1…ЧТ9 – надзвичайно твердий. Тут цифри 1, 2 …9 характеризують твердість у порядку її зростання. Для інструментів на вулканітовій зв'язці застосовують укрупнені ступені твердості: СМ, С, СТ, Т. Відповідність марок твердості європейським стандартам приведено у [33].

У більшості випадків шліфування застосовують абразивні круги середнього ступеня твердості, які мають достатню стійкість і забезпечують високу продуктивність. При безцентровому, внутрішньому і плоскому шліфуванні застосовують м'якші круги, а при профільному шліфуванні, різешліфуванні, шліфуванні переривчастих поверхонь і заготовок малих діаметрів використовують твердіші круги. Шліфування з МОТС виконують твердішими кругами.

Зв'язка абразивних інструментів [21, 33] служить для скріплення зерен в об'ємну структуру, забезпечуючи їх утримання до моменту досягнення критичного ступеня зношування. Вона значно впливає на працездатність кругів. Від кількості, виду, якості і рівномірності розподілу зв'язки в абразивному крузі залежать твердість, міцність, структура, неврівноваженість круга і допустима швидкість шліфування.

Для виготовлення абразивних кругів застосовують неорганічні (керамічні – К, силікатні – С, магнезійні, металеві – М) та органічні (бакелітові – Б, вулканітові – В, глифталеві – Гф, полімерні) зв'язки. Із них найбільш поширена керамічна, бакелітова і вулканітова зв'язки, а при виробництві алмазного інструменту – бакелітова і металева.

Номер структури традиційного абразивного інструменту характеризує співвідношення між об'ємами зерен 1 ($V_з$), зв'язки 2 ($V_с$) і пор (шпарин) 3 ($V_п$): $V_з + V_с + V_п = 100\%$ (див.рис.13.1). Абразивний інструмент за структурою поділяють на 12 груп, від 1 до 12. Між номером структури N і об'ємною концентрацією зерен $V_з$ (%) існує взаємозв'язок [33]:

$$N = 0{,}5\,(62 - V_з). \qquad (13.1)$$

За європейським стандартом ISO/FDIS 6103 введені номери структури від 0 до 14. Номери цих структур також розраховуються за формулою (13.1).

Із підвищенням номера структури на одну одиницю вміст абразивних зерен зменшується на 2%. Структури № 1–4 називаються закритими або щільними, №5–8 – середніми, № 9–12 – відкритими. Загальні рекомендації такі: № 1…4 для профільного шліфування; № 5…8 – звичайне шліфування; № 9…12 – швидкісне шліфування, оброблення м'яких неметалічних матеріалів.

Концентрація зерен алмазних і кубонітових кругів є умовною характеристикою абразивного шару. За концентрацію 100% приймають вміст 4,4 каратів алмазу у 1 см^3 об'єму алмазоносного шару (8,8 г/см^3), що складає 25% (за об'ємом).

Зі збільшенням концентрації підвищується різальна здатність і стійкість кругів, але і зростає їх вартість. Для чистового шліфування і доведення деталей рекомендуються круги 100% і 150% концентрацій, а для загострювання твердосплавних інструментів і профільного шліфування – 150...200%.

13.2. Види шліфування. Елементи режиму різання при шліфуванні

До основних видів шліфування відносяться:

• зовнішнє кругле (з поздовжньою або осьовою подачею, з поперечною подачею, безцентрове);

• внутрішнє (при заготовці, що обертається: з поздовжньою і поперечною подачами, безцентрове; при нерухомій заготовці – планетарне);

• плоске (периферією, торцем круга);

• спеціальне (профільне, різьбове, фасонне і т. п.).

Процес шліфування зазвичай здійснюється за допомогою трьох рухів:

• рух різання – обертання шліфувального круга D_r;

• формотворного руху подачі (або руху направленого, як правило, по дотичній до обробленої поверхні деталі): поздовжня подача D_{s2} (поступальний або зворотно-поступальний рух); кругова подача D_{s3} (обертальний рух) та ін.

• руху D_{s1} (безперервного або дискретного), що визначає глибину різання (t), – поперечна подача (направлена, як правило, по нормалі до обробленої поверхні).

Рухи подач можуть здійснюватися шліфувальним інструментом, оброблюваною заготовкою або комбінацією їх взаємних переміщень.

Швидкість шліфувального круга $V_к$ (м/с) є головною складовою швидкості різання і визначається за формулою:

$$V_к = \pi D_к n_к / (60 \cdot 1000)\ , \qquad (13.2)$$

де $D_к$ – діаметр круга, мм; $n_к$ – частота його обертання, об/хв.

13.2.1. Зовнішнє кругле шліфування

Швидкість обертання заготовки $V_з$ (м/хв.):

$$V_з = \pi D_з n_з / 1000\ , \qquad (13.3)$$

де $D_з$ – діаметр заготовки, мм; $n_з$ – частота її обертання, об/хв.

Поперечна подача (подача у напрямку зняття припуску**)** $S_п$ залежить від виду шліфування:

• при шліфуванні з поздовжньою подачею $S_п = t$ (рис. 13.2,а). Встановлюється на подвійний $S_{2х}$ або одинарний $S_х$ хід оброблюваної заготовки або круга. При чорновому шліфуванні $S_{2х} = t = 0{,}01…0{,}07$ мм; при чистовому – $S_{2х} = t = 0{,}005…0{,}02$ мм.

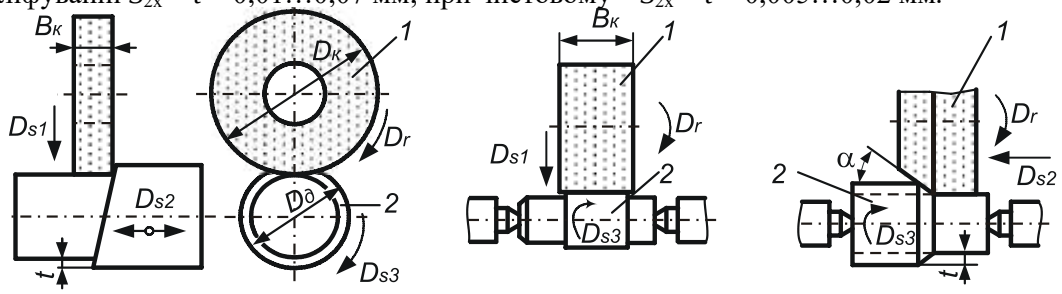


Рисунок 13.2. Способи круглого зовнішнього шліфування: *1 – шліфувальний круг, 2 – оброблювана заготовка*

• врізне шліфування (без поздовжньої подачі) (рис. 13.2,б) найчастіше застосовується при обробленні фасонних, а також коротких циліндричних поверхонь на жорстких заготовках. Поперечна подача при цьому приймається як переміщення круга за один оберт заготовки $S_п = S = t = 0{,}002…0{,}005$ мм/об. Інколи вона задається хвилинною подачею $S_{хв} = 0{,}8…3$ мм/хв., тоді $S_п = S = t = S_{хв} / n_з$.

• глибинне шліфування (рис. 13.2,в) застосовують при обробленні жорстких коротких заготовок зі зняттям шару до 0,4 мм за один прохід ($S_п = 0$). Основну роботу різання виконує спеціально спрофільована конічна частина круга (забірний конус), а циліндрична (калібруюча) – тільки зачищає оброблену поверхню.

Поздовжня подача $S_{пд}$ призначається на один оберт оброблюваної заготовки, S (мм/об) у долях S_B ширини шліфувального круга $B_к$ або регламентується хвилинна подача $S_{хв} = V_{пд}$ (м/хв.):

$$S = S_B B_к;\ S_{хв} = V_{пд} = S n_з / 1000 = S_B B_к n_з / 1000 . \qquad (13.4)$$

При багатопрохідному чорновому шліфуванні $S_B = 0{,}3…0{,}85$, при чистовому $S_B = 0{,}2…0{,}3$. При глибинному шліфуванні $S_{пд} = S = 1…6$ мм/об.

13.2.2. Внутрішнє кругле шліфування

Внутрішнє кругле шліфування може здійснюватися звичайним і планетарним способами. У першому випадку (рис. 13.3,а) заготовка закріплюється у патроні (або на спеціальній планшайбі) і здійснює обертальний рух кругової подачі з коловою швидкістю $V_з$ (м/хв.). Шліфувальний круг має швидкість $V_к$ (м/с) і здійснює зворотно-поступальний рух $S_{пд} = S_{хв} = V_{пд}$ (м/хв.). Поперечна подача задається, як $S_п = S_{2х}$ (мм/подв.хід).

При планетарному способі внутрішнього шліфування заготовка нерухома, а всі рухи здійснюються кругом (рис. 13.3,б). Цей метод застосовується при обробленні крупних і важких заготовок. Шліфувальний шпиндель верстата здійснює чотири рухи: навколо своєї осі зі швидкістю круга $V_к$, планетарний навколо осі оброблюваного отвору із швидкістю $V_з$ ($n_{пл} = n_з$), зворотно-поступального уздовж осі виробу $S_{пд} = S_B \cdot B_к$, $S_п = S_{2х} = 0{,}008…0{,}02$ мм/подв.хід.

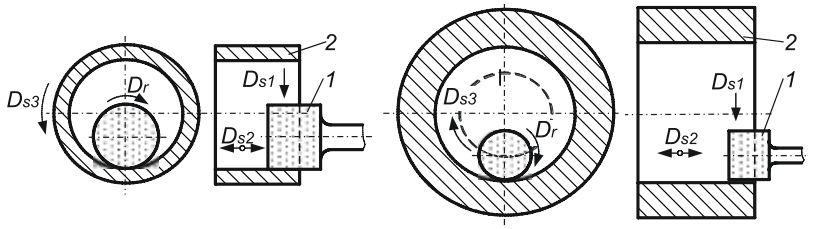


Рисунок 13.3. Схеми внутрішнього шліфування

Внутрішнє шліфування протікає у важчих умовах, ніж зовнішнє. Діаметр шліфувального круга має вибиратися меншим діаметра оброблюваного отвору $D_к$= (0,75…0,25) $D_з$, що накладає обмеження на використовувані швидкості шліфування; більша площа зони шліфування (довжина дуги контакту абразивних зерен з оброблюваним матеріалом); застосування МОТС не завжди можливо; знижена жорсткість кріплення інструменту через його відносно малі розміри і великий виліт шпинделя. Тому режими різання для внутрішнього шліфування ($S_п$ і $S_{пд}$) призначають у 2…3 рази меншими, ніж для зовнішнього.

13.2.3. Плоске шліфування

Плоске шліфування здійснюється двома методами: периферією (рис. 13.4,а) і торцем круга (рис. 13.4,б). Плоскошліфувальні верстати можуть бути з прямокутним або круглим (обертовим) столом. Розглянемо випадок використання прямокутного столу, як найчастіше вживаного.

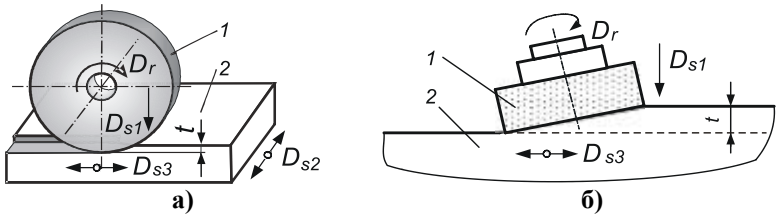


Рисунок 13.4. Схеми плоского шліфування периферією (а) і торцем (б) круга

Процес плоского шліфування периферією круга є проміжним між зовнішнім та внутрішнім шліфуванням і наближається до першого, тобто, при $R_з = D_з /2 \to \infty$ кругле шліфування трансформується у плоске. Тому можна встановити наступну відповідність елементів режиму різання: кругле зовнішнє шліфування $\Rightarrow$ плоске шліфування (для верстатів з прямокутним столом): обертальний рух заготовки $V_з \Rightarrow$ зворотно-поступальний поздовжній рух столу $S_{пд} = V_{пд}$; поздовжня подача $S_{пд} = S_B \cdot B_к \Rightarrow$ поперечна подача $S_п = S_B \cdot B_к$; поперечна подача $S_п = t \Rightarrow$ вертикальна подача (на врізання) $S_в = t$.

Глибина різання t призначається в інтервалі 0,02…0,10 мм. Більші значення t беруться для жорсткіших заготовок і великих $D_к$. Решта елементів режиму різання для плоского шліфування периферією круга вибирається близькими до своїх аналогів для круглого зовнішнього шліфування.

При шліфуванні торцем круга поверхня контакту значно більше, чим при шліфуванні периферією і, як правило, охоплює всю заготовку. Процес характеризується великими силами різання і підвищеним тепловиділенням. Отже, шліфування торцем круга застосовується для оброблення достатньо жорстких заготовок. При чорновому обробленні для кращого використання різальної здатності круга вісь шпинделя вста-

новлюють під деяким кутом (≈ arcsin $t/D_к$). При чистовому обробленні поверхня круга встановлюється паралельно площині столу.

13.2.4. Безцентрове шліфування

При безцентровому шліфуванні заготовка здійснює обертання без кріплення у центрах чи патроні, причому базою є сама оброблювана поверхня. Безцентрове шліфування може застосовуватися для оброблення як внутрішніх, так і зовнішніх поверхонь, здійснюватися на прохід і до упору. Розглянемо деякі основні особливості цього процесу на прикладі оброблення циліндричних заготовок на прохід (рис. 13.5). Оброблювана заготовка 2 базується між опорним ножем 4 і ведучим кругом 3, заправленому у формі гіперболоїда обертання, і обробляється шліфувальний кругом 1.

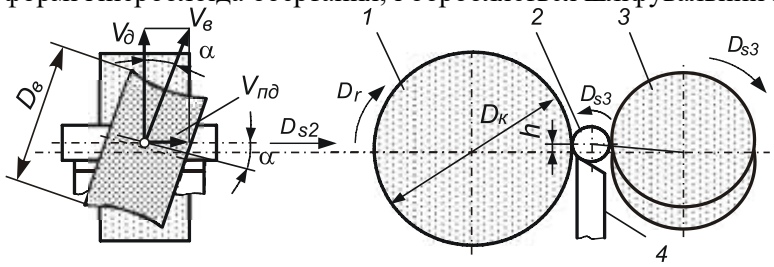


Рисунок 13.5. Схема безцентрового шліфування

Робочий (шліфувальний) круг обертається зі швидкістю $V_к$ = 30…35 м/с, ведучий – $V_в$ = 15…30 м/хв. У результаті різних швидкостей обертання сила тертя між ведучим кругом і заготовкою істотно більша тангенційної складової сили різання. Для ще більшого підвищення сили тертя ведучий круг виготовляють на вулканітовій зв'язці, зернистістю 10…12 і твердістю СТ2…Т1.

Вісь обертання ведучого круга відносно осі заготовки нахиляється на кут α (чистове шліфування α = 1…2°; напівчистове α = 2…5°; обдирне до 10°). У результаті цього вектор швидкості ведучого круга $V_в$ розкладається на вектор перпендикулярний осі обертання заготовки (деталі) і вектор паралельний осі. У результаті цього ведучий круг забезпечує своїм обертанням обертальний $V_д$ і поступальний рухи $V_{пд} = S_{пд}$ заготовки з урахуванням коефіцієнта проковзування k = 0,95…0,99:

$$V_д = V_в\, k \cos\alpha = \pi D_в\, n_в\, k \cos\alpha / 1000\,;\; V_{пд} = V_в\, k \sin\alpha = V_д \operatorname{tg}\alpha\,, \qquad (13.5)$$

де $D_в$ – діаметр ведучого круга, мм; $n_в$ – частота його обертання, об/хв.

Вісь заготовки встановлюється вище осей кругів на $h \approx 0{,}5\,(D_к + D_д)\cdot\sin\alpha$, де $D_к$, $D_д$ – діаметри шліфувального круга і деталі.

13.3. Особливості абразивного оброблення матеріалів

Процеси оброблення абразивними зернами принципово не відрізняються від лезової, так як процес стружкоутворення на ріжучих лезах різних інструментів протікає за єдиною схемою. У всіх випадках, різання є послідовним зсувом (або сколюванням) окремих елементів – стружок за допомогою леза, до якого прикладена певна сила. За аналогією ближче за всіх до абразивного інструменту знаходяться багатозубі фрези з нерівномірним кроком зубів, що працюють з розділенням припуску по висоті.

Проте процеси абразивного оброблення мають наступні особливості:

• випадкове (хаотичне) розташування великої кількості малих зерен на робочій поверхні інструменту;

• переривчаста ріжуча кромка;

• різновисокість вершин ріжучих елементів;

• різноманітна (неправильна) геометрична форма абразивних зерен забезпечує, як правило, негативні передні кути різання (дряпання);

• особливі властивості ріжучих елементів (абразивних зерен): висока твердість, термостійкість, гострота, крихкість, здатність руйнуватися утворюючи нові мікро- і субмікрокромки;

• високі швидкості мікрорізання і малі глибини різання (дряпання);

• інтенсивне ковзання зерен по оброблюваній поверхні у момент часу, що передує їх врізанню і початку мікрорізання;

• динамічна дія кожного абразивного зерна на поверхню різання;

• абразивний інструмент може у процесі роботи сам відновлювати свою ріжучу здатність (самоорганізовуватися);

• рельєф обробленої поверхні формується під дією як геометричних чинників, характерних для процесу лезового оброблення різанням, так і пластичних деформацій, супроводжуючих процес мікрорізання.

Схема роботи абразивного зерна при мікрорізанні представлена на рис. 13.6 [14]. Зерна представляють собою багатогранники неправильної форми і мають закруглені радіусом ρ вершини. Округлення це невелике (зазвичай ρ= 8...20 мкм), але його завжди потрібно враховувати, оскільки при мікрорізанні товщини шарів, що знімаються окремими зернами, співрозмірні з ρ.

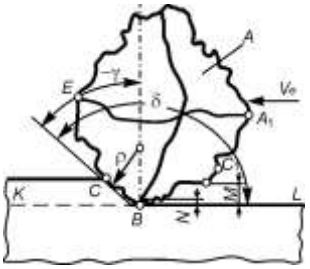


Рисунок 13.6. Форма абразивного зерна при мікрорізанні: *A – основний дряпаючий елемент (абразивне зерно); M – мікровиступ; N – субмікровиступ; KL – лінія зрізу*

Як видно з рисунка, у процесі різання леза зерна мають негативні передні кути, що різко підвищують їх механічну міцність і опір діючим на них сил. У кожного ріжучого зерна розрізняють передню поверхню *ECB*, по якій сходить стружка, і задню поверхню BC_1E_1, звернену до обробленої поверхні. На зернах розрізняють мікровиступи *M* і субмікровиступи *N* (див. рис. 13.6). Вони у 10 і 100 разів менші у порівнянні з основним дряпаючим елементом і грають роль самостійних дряпаючих елементів, що знімають стружки. Отже, при абразивному обробленні має також місце мікро- і субмікрорізання.

Особливості абразивного оброблення дозволяють умовно визначити його місце як проміжне між різанням лезовими інструментами і зношуванням при терті: різання лезовими інструментами ⇒ шліфування ⇒ хонінгування, доведення, притирання ⇒ полірування ⇒ зношування при терті.

13.4. Основи будови абразивних інструментів

Моделювання структури абразивно-алмазних інструментів є визначальним етапом при розробці теоретичних основ процесу шліфування. Теоретичні роботи у цій області, як правило, направлені на створення модельних уявлень про шліфувальний круг, як об'єкт, і отримання на їх основі аналітичних залежностей, що пов'язують по-

чаткові параметри з характеристиками розташування елементів зерен на його робочій поверхні [1, 2, 4, 14, 20, 36 та ін].

Складність отримання реалістичної моделі робочої поверхні абразивного інструменту пов'язана із стохастичною (випадковою) природою вихідного об'єкту. Серед всіх різальних інструментів абразивні є єдиними, у яких регламентуються не геометричні параметри різальних елементів, а зерновий склад вихідної наважки зерен. Це утрудняє дослідження рельєфу інструменту, вимагає застосування методів теорії ймовірності і математичної статистики при моделюванні і описі результатів експериментальних досліджень.

Можна виділити чотири основних елементи на базі яких будуються статичні моделі робочої поверхні абразивно-алмазного інструменту: **форма і закон розподілу розмірів зерен, закон розподілу центрів зерен в абразивному просторі, простір абразивного шару і поверхня зв'язки, певним чином розташована в абразивному просторі, розподіл вершин зерен відносно поверхні зв'язки.**

При теоретичних розрахунках і моделюванні складна геометрична форма реальних алмазних і абразивних зерен дослідниками виходячи з вирішуваного завдання замінювалась спрощеним еквівалентом на базі тривісного еліпсоїда: сферою [2, 14] або еліпсоїдом обертання з постійним співвідношенням осей [1, 20, 24, 36].

13.4.1. Розподіл розмірів абразивних зерен

Окрім основної, у складі порошків містяться побічні фракції: крупніші або дрібніші. Для опису всієї різноманітності діапазонів з урахуванням імовірнісної природи розмірів зерен необхідно виконати їх статистичну параметризацію [4].

Ця параметризація забезпечується модифікацією параметрів масштабованих законів розподілу з приведенням їх до трьох: характеристичного розміру абразивних зерен a_0 (масштабний коефіцієнт, мкм), коефіцієнта зсуву математичного очікування відносно характеристичного розміру k_m (коефіцієнт відносного розташування) і коефіцієнта варіації k_v (коефіцієнт форми). Такий підхід аналогічний визначенню геометричних параметрів зубів інструменту для оброблення евольвентних зубчастих коліс, де модуль – масштабний коефіцієнт, а інші безрозмірні параметри визначають профіль інструменту.

Характеристичний розмір a_0 – максимальний розмір зерен основної фракції у мкм. Залежно від позначення зернистості і типів абразивних порошків його значення визначаються таким чином:

- абразивне шліфзерно і шліфпорошки (ГОСТ 3647–80) $\Rightarrow a_0 = 12{,}6 \cdot Z$, де Z – номер зернистості ($Z = 200 \ldots 4$);
- абразивні мікропорошки (ГОСТ 3647–80) $\Rightarrow a_0$ – відповідає числу після букви М (М63…М5);
- порошки і мікропорошки із синтетичного алмазу і КНБ (ДСТУ 3292–95, раніше був ГОСТ 9206–80) $\Rightarrow a_0$ – відповідає чисельнику дробу.

Коефіцієнт відносного розташування k_m – відношення математичного очікування E закону розподілу розмірів зерен до характеристичного розміру a_0:

$$k_m = E / a_0. \tag{13.6}$$

Тоді середній розмір абразивних зерен d_{mean} визначається залежністю:

$$d_{mean} = a_0 \cdot k_m. \tag{13.7}$$

Коефіцієнт варіації k_v – відношення середньоквадратичного відхилення s закону розподілу розмірів зерен до математичного очікування: $k_v = s / E$. Тоді середньоквадратичне відхилення розмірів зерен визначається залежністю $s = d_{mean}\, k_v = a_0\, k_m\, k_v$.

Інтервал можливих значень розмірів зерен відповідає $0 < d < d_{max}$. У загальному випадку максимально можливий розмір зерен визначається за залежністю (значення коефіцієнтів приведені у таблиці 13.1):

$$d_{max} = a_0\, k_{max} = a_0\, k_{lim}\, k_{form}, \tag{13.8}$$

де k_{lim} – коефіцієнт граничної фракції, залежний від знаменника геометричної прогресії інтервалу розмірів фракцій; k_{form} – коефіцієнт форми зерен характеризує їх можливість проходити через отвори граничного сита найменшим перетином; $k_{form} = 1…1{,}3$ (для орієнтовних розрахунків $k_{form} \approx 1{,}15$), для мікропорошків контрольованих мікроскопічним методом $k_{form} = 1$.

Таблиця 13.1. Значення коефіцієнтів, що визначають $d_{max} = a_0\, k_{max}$

Найменування	k_{lim}	k_{form}	k_{max}
Абразивне шліфзерно і шліфпорошки	$\varphi = 1{,}26$	1,15	1,45
Шліфпорошки із НТМ вузького діапазону зернистості	$\varphi^2 = 1{,}59$	1,15	1,83
Шліфпорошки із НТМ широкого діапазону зернистості	$\varphi^4 = 2{,}54$	1,15	2,92
Мікропорошки із НТМ вузького діапазону зернистості	$\varphi^2 = 1{,}59$	1	1,59

Розподіл розмірів абразивних зерен. Розглянемо основні властивості нормального закону розподілу і похідного від нього логарифмічно-нормального, найбільш часто використовуваних при описі розподілу параметрів робочої поверхні абразивного інструменту і початкових характеристик шліфпорошків [1, 20].

Щільність ймовірності розподілу розмірів зерен $d \equiv x$ за нормальним законом має вид:

$$f_N(x; \mu_N, \sigma_N) = \frac{1}{\sigma_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x - \mu_N}{\sigma_N} \right)^2 \right],\ 0 < x < d_{\max}, \tag{13.9}$$

де μ_N, σ_N – параметри закону розподілу, залежні від характеристик порошку ($\mu_N = a_0\, k_m$, $\sigma_N = a_0\, k_m\, k_v$), і відповідні математичному очікуванню E (d_{mean}) та середньоквадратичному відхиленню s; $d_{max} = a_0\, k_{max}$.

Випадкова величина x вважається логарифмічно-нормально розподіленою, якщо її логарифм ($ln\, x$) підпорядкований нормальному закону розподілу. Щільність імовірності для логарифмічно-нормального розподілу розмірів зерен $d \equiv x$:

$$f_{LN}(x; \mu_{LN}, \sigma_{LN}) = \frac{1}{x \sigma_{LN} \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \mu_{LN}}{\sigma_{LN}} \right)^2 \right],\ 0 < x < d_{\max}, \tag{13.10}$$

де μ_{LN}, σ_{LN} – параметри закону розподілу, залежні від характеристик порошку, що визначаються за залежностями із [4]:

$$\mu_{LN} = \ln\left(\frac{a_0 k_m}{\sqrt{k_v^2 + 1}} \right);\quad \sigma_{LN} = \sqrt{\ln(k_v^2 + 1)}\,. \tag{13.11}$$

Перехід до характеристичних параметрів (a_0, k_m, k_v) для логарифмічно-нормального закону розподілу проводиться вирішенням системи нелінійних рівнянь відносно параметрів μ_{LN}, σ_{LN}:

$$\begin{cases} a_0\, k_m & = & \exp(\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2/2); \\ (a_0\, k_m\, k_v)^2 & = & \exp(2\,\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2)\,[\exp(\sigma_{LN}^2) - 1], \end{cases} \qquad (13.12)$$

де $a_0\, k_m = E$ – математичне очікування; $(a_0\, k_m\, k_v)^2 = s^2 = D$ – дисперсія.

Таким чином, функції щільності ймовірності нормального (13.9) і логарифмічно-нормального (13.10) розподілів залежать від характеристичних (модифікованих) параметрів (a_0, k_m, k_v). Значення параметрів для практичних розрахунків [1, 4, 6] приведені у таблиці 13.2, а приклади графіків щільності розподілу розмірів представлені на рис. 13.7.

Таблиця 13.2. Значення параметрів законів розподілу розмірів зерен

Найменування	Закон розподілу розмірів зерен			
	нормальний		лог.-нормальний	
	k_m	k_v	k_m	k_v
Абразивне шліфзерно і шліфпорошки з індексом П	0,85 – 0,88	0,22 – 0,23	0,85 – 0,87	0,19 – 0,20
Абразивне шліфзерно і шліфпорошки з індексом Н	0,79 – 0,83	0,25 – 0,29	0,81 – 0,85	0,20 – 0,22
Абразивне шліфзерно з індексом Д	0,81 – 0,82	0,34 – 0,36	0,84 – 0,85	0,27 – 0,28
Шліфпорошки із НТМ вузького діапазону зернистості.	0,91 – 0,92	0,10 – 0,16	0,92 – 0,94	0,11 – 0,17
Шліфпорошки із НТМ широкого діапазону зернистості	0,80 – 0,84	0,21 – 0,35	0,77 – 0,84	0,22 – 0,30

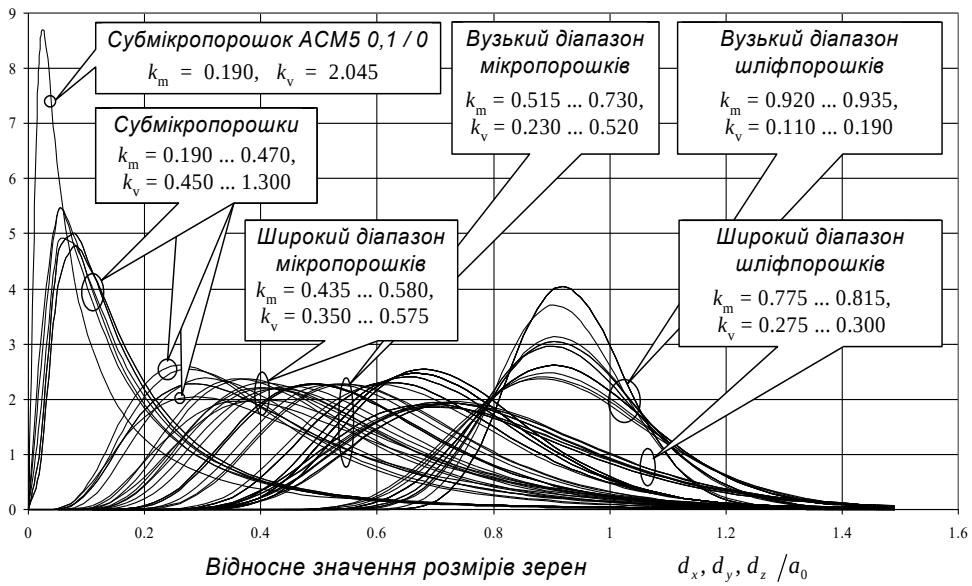


Рисунок 13.7. Щільності логарифмічно-нормального розподілу розмірів зерен у формі тривісного еліпсоїда для алмазно-абразивних шліфпорошків, мікропорошків і субмікропорошків по ДСТУ 3292–95

Приклад. Виберемо нормальний закон розподілу розмірів зерен з параметрами, що мають співпадаючі значення, із таблиці. 13.2 (абразивне шліфзерно і шліфпорошки з індексом Н і шліфпорошки із НТМ широкого діапазону зернистості): коефіцієнт відносного розташування математичного очікування $k_m = 0{,}82$; коефіцієнт варіації $k_v = 0{,}27$. Характеристичний розмір зерен приймемо $a_0 = 200$ мкм, що одночасно відповідає зернистості: $Z = a_0 / 12{,}6 = 15{,}9 \approx 16$ (абразивне шліфзерно і шліфпорошки) і 200/125 (шліфпорошки із НТМ широкого діапазону зернистості). Тоді середній розмір зерен $d_{mean} = a_0\, k_m = 200 \cdot 0{,}82 = 164$ мкм.

13.4.2. Кількість зерен в одиниці об'єму абразивного інструменту

Розглянемо вихідний абразивний шар (абразивний простір *X*–*Y*–*Z*), який для простоти подальших міркувань представимо, як куб зі сторонами А, мкм. Центри зерен рівно-ймовірно (за законом рівної ймовірності) розподілені у просторі абразивного шару. Математичне очікування (середній розмір) зерен що мають форму сфери рівне $d_{mean} = a_0\, k_m$. Зерна займають тільки частину об'єму куба: $V_з = A^3\, K_v$, де $K_v < 1$ – коефіцієнт відносного об'єму, займаного зернами. Тоді кількість зерен Z_v у виділеному об'ємі A^3 дорівнюватиме відношенню їх об'єму $V_з$ до об'єму $\pi\,(d_{mean})^3/6$ середнього одиничного зерна (A, d_{mean}, a_0 – величини співрозмірні):

$$Z_V = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ d_{mean}\right)^3 K_V = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ a_0\, k_m\right)^3 K_V . \qquad (13.13)$$

Коефіцієнт відносного об'єму визначається за залежностями:

• для інструментів із абразивних матеріалів

$$K_V = (31 - N) / 50; \qquad (13.14)$$

• для інструментів з синтетичного алмазу і КНБ

$$K_V = K / 400 \qquad (13.15)$$

де N – номер структури (умовний); K – концентрація (умовна) надтвердого матеріалу в абразивному шарі %.

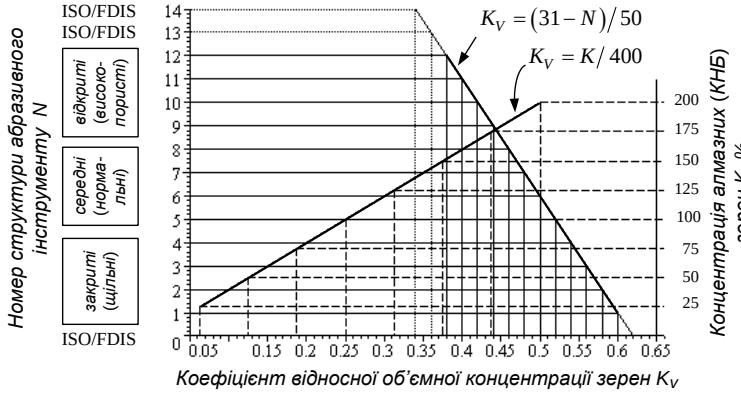


Рисунок 13.8. Взаємозв'язок між відносною об'ємною концентрацією зерен K_V і характеристиками абразивних та абразивно-алмазних інструментів

Взаємозв'язок між відносною об'ємною концентрацією зерен в абразивному шарі K_V і характеристиками абразивних (N) і абразивно-алмазних інструментів (K) приведений на рис. 13.8. Для алмазного інструменту $K_V = 0{,}0625 \ldots 0{,}5$ ($K = 25 \ldots 200\%$), а для

абразивного K_V = 0,38…0,6 (N = 12…1), тобто алмазний інструмент має, як правило, істотно меншу об'ємну концентрацію. Для прикладів виберемо співпадаюче значення K_V = 0,5 (N = 6, K = 200%).

Приклад: Z_V = 216,5 шт/мм^3 (A = 1000 мкм; d_{mean} = 164 мкм).

13.4.3. Кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні абразивного інструменту

Робочу поверхню абразивного інструменту можна уявити як напівпростір абразивного шару, обмежений поверхнею зв'язки. У загальному випадку поверхня зв'язки може мати довільну форму. Для простоти міркувань приймемо площину, що не відіб'ється на кінцевому результаті.

Виконаємо перетин початкового абразивного простору A площиною X–Z (умовна поверхня зв'язки). У перетин потраплять зерна, центри яких знаходяться від нього на відстані меншій половини їх діаметру d_{mean}. Тоді кількість зерен Z_{S0} , що потрапили у перетин X–Z, буде у A/d_{mean} менше Z_V:

$$Z_{S0} = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ d_{mean}\right)^2 K_V = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ a_0\, k_m\right)^2 K_V . \qquad (13.16)$$

Розділимо абразивний простір A по перетину X–Z, відкинувши одну його частину, і отримаємо напівпростір робочої поверхні інструменту. При цьому не всі зерна зв'язки, що перетинаються поверхнею, залишаться зафіксованими на робочій поверхні, частка їх (слабо закріплених) випаде. Для урахування зерен, що залишилися, введемо коефіцієнт відносної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки k_h ($0< k_h <1$). Тоді можна записати вираз для кількості зерен на одиниці площі робочої поверхні:

$$Z_S = Z_{S0}\, k_h = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ d_{mean}\right)^2 K_V\, k_h = \frac{6}{\pi}\left(A \Big/ a_0\, k_m\right)^2 K_V\, k_h . \qquad (13.17)$$

Відносна критична глибина закладення зерен у зв'язці $\varepsilon_{кр} = 1 - k_h$ [1]. Для практичних розрахунків можна приймати наступні значення: k_h = 0,9…0,5 для зерен з абразивних матеріалів; k_h = 0,5…0,3 для алмазу і КНБ.

Експериментальне визначення k_h відповідає знаходженню відношення $Z_{S\,(факт)} / Z_{S0}$, де $Z_{S\,(факт)}$ знаходиться безпосереднім підрахунком зерен, видимих на одиниці площі поверхні інструменту, а Z_{S0} визначається за формулою (13.16).

Приклад: Z_S = 17,75 шт/мм^2 , (A = 1000; d_{mean} = 164 мкм; K_V = 0,5; k_h = 0,5).

13.4.4. Розподіл вершин зерен на робочій поверхні

При визначенні статистично обґрунтованого закону розподілу вершин зерен на робочій поверхні абразивного інструменту необхідно одночасно враховувати ймовірнісний характер розподілу і їх центрів, і розмірів. Розглянемо випадок, коли центри зерен розподілені у вихідному абразивному просторі рівно-ймовірно (рівномірний закон розподілу), а розподіл розмірів зерен відповідає нормальному закону (13.9).

Визначення закону розподілу вершин зерен відносно рівня зв'язки виконуватимемо у наступній послідовності [4]:

• Виконаємо перетин абразивного простору площиною.

• Визначимо щільність розподілу вершин зерен відносно січної площини. Відстань від вершини кожного окремого *i*-го зерна до січної площини буде рівна: $y_i = c_i + d_i/2$, де c_i – відстань від центру зерна до січної площини; d_i – розмір зерна. Щільність результуючого розподілу для випадку підсумовування взаємно незалежних випадкових величин буде їх композицією [34].

• Перейдемо від абразивного простору до напівпростору (робочої поверхні інструменту). Перехід проводиться урізанням результуючого закону розподілу для негативних значень координат вершин зерен.

Теоретична щільність імовірності розподілу вершин зерен над поверхнею зв'язки матиме наступний вигляд:

$$f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \frac{1}{2\mu_{GD}}\left[\operatorname{erf}\left(\frac{y+\mu_{GD}}{\sqrt{2}\,\sigma_{GD}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{y-\mu_{GD}}{\sqrt{2}\,\sigma_{GD}}\right); 0 \le y < \infty\right], \qquad (13.18)$$

де μ_{GD}, σ_{GD} – параметри розподілу; erf(z) – функція помилки.

Імовірність розподілу $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \int_0^y f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})dy$:

$$F_{GD} = \frac{\sigma_{GD}}{2\mu_{GD}}\left\{z_1 \operatorname{erf}\left(\frac{z_1}{\sqrt{2}}\right) - z_2 \operatorname{erf}\left(\frac{z_2}{\sqrt{2}}\right) + \sqrt{\frac{2}{\pi}}\left[\exp\left(-\frac{z_1^2}{2}\right) - \exp\left(-\frac{z_2^2}{2}\right)\right]\right\}, \qquad (13.19)$$

де $z_1 = (y + \mu_{GD})/\sigma_{GD}$; $z_1 = (y - \mu_{GD})/\sigma_{GD.}$

Імовірність розподілу вершин зерен відносно рівня зв'язки $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})$ визначає відносну кількість вершин зерен (відносно загальної кількості зерен на поверхні зв'язки) в інтервалі 0…*y*, тобто у шарі між поверхнею зв'язки і еквідистантною поверхнею розташованою на відстані *y*.

Особливий інтерес представляє взаємозв'язок параметрів закону розподілу вершин зерен μ_{GD}, σ_{GD} з параметрами розподілу їх розмірів μ_N, σ_N. Як показали модельні дослідження [4], для нормального закону розподілу діаметрів зерен цей взаємозв'язок має наступний вигляд:

$$\mu_{GD} = \mu_N k_h = a_0 k_m k_h; \;\; \sigma_{GD} = \sigma_N k_h = a_0 k_m k_\nu k_h, \qquad (13.20)$$

де k_h – коефіцієнт відносної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки.

Отриманий теоретичний закон розподілу вершин зерен над поверхнею зв'язки заданий на інтервалі від 0 до ∞. У реальності розмір абразивних зерен обмежений значеннями $d_{max} = a_0 k_{max}$ (таблиця 13.1). Тоді, максимально можлива висота виступання зерен із зв'язки h_{max} визначиться виразом: $h_{max} = d_{max} k_h = a_0 k_{max} k_h$.

Необхідний закон розподілу може бути отриманий обрізанням справа рівняння (13.18) до координати вершини максимально виступаючого зерна h_{max}:

$$f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \frac{k}{2\mu_{GD}}\left[\operatorname{erf}\left(\frac{y+\mu_{GD}}{\sqrt{2}\,\sigma_{GD}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{y-\mu_{GD}}{\sqrt{2}\,\sigma_{GD}}\right); 0 \le y < h_{\max}\right], \qquad (13.21)$$

де $k > 1$ – коефіцієнт, що компенсує обрізання (для розрахунків $k \cong 1$):

$$k = 1 \Big/ \int_0^{h_{\max}} f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})dy = 1/F_{GD}(h_{\max}, \mu_{GD}, \sigma_{GD}).$$

Математичне очікування (очікуване середнє значення) висоти виступання зерен відносно рівня зв'язки $h_{mean} = E_{GD} = \int_0^\infty y \cdot f_{GD}(y)dy$:

$$h_{mean} = E_{GD}(\mu_{GD}, k_v) = \mu_{GD}\,\frac{1}{2}\left[(1+k_v^2)\,\mathrm{erf}\left(\frac{1}{\sqrt{2}\,k_v}\right)+\frac{k_v}{\sqrt{2\,\pi}}\exp\left(-\frac{1}{2\,k_v^2}\right)\right], \qquad (13.22)$$

де $\mu_{GD} = a_0\,k_m\,k_h$; k_v – коефіцієнт варіації.

Для спрощення практичних розрахунків вираз для математичного очікування можна представити у вигляді $h_{mean} = E_{GD}(\mu_{GD}, k_v) = \mu_{GD}\,\varphi_{EGD}(k_v)$, де $\varphi_{EGD}(k_v)$ – апроксимуюча функція, що забезпечує відносну помилку $\delta < 0{,}1\%$ для $k_v = 0{,}1\ldots0{,}8$:

$$\varphi_{EGD}(k_v) = \left(0{,}365 + 0{,}407\;k_v + \frac{0{,}0277}{k_v + 0{,}178}\right). \qquad (13.23)$$

Маючи вираз для математичного очікування висоти виступання зерен над рівнем зв'язки можна визначити відносні кількості (коефіцієнти) зерен розташованих нижче k_c ($0 < y < h_{mean}$) або вище k_t ($h_{mean} < y < \infty$) рівня зв'язки h_{mean}. Між собою ці коефіцієнти зв'язані залежністю $k_c + k_z = 1$. Аналітично коефіцієнт k_c визначається підстановкою у функцію ймовірності (13.19) розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})$ параметрів μ_{GD}, σ_{GD} (13.20) і значення аргументу $y = h_{mean}$ (13.22). Для компактнішого вигляду отриманий вираз $k_c = f(k_v)$ апроксимований з відносною помилкою $\delta < 0{,}1\%$ для $k_v = 0{,}1\ldots0{,}8$. Остаточно залежності для відносної кількості вершин зерен, розташованих нижче k_c і вище k_z математичного очікування висоти виступання зерен h_{mean} мають наступний вигляд:

$$k_c(k_v) \cong \frac{0{,}621 + (2{,}2829 \cdot k_v - 1{,}543)\cdot k_v}{1{,}259 + (4{,}7474 \cdot k_v - 3{,}359)\cdot k_v};\quad k_z(k_v) = 1 - k_c(k_v)\,. \qquad (13.24)$$

Результати розрахунків (рис. 13.9) показують, що коефіцієнти відносної кількості зерен мало відрізняються від значення 0,5, отже: $k_c \approx k_z \approx 0{,}5$. Тоді, середня кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні, відповідна середній висоті їх виступання над рівнем умовної поверхні зв'язки з урахуванням (13.17) матиме наступний вигляд:

$$Z_{S\,mean} = Z_S\;k_z \approx 0{,}5\,Z_S \approx \frac{3}{\pi}\left(A\big/d_{mean}\right)^2 K_V\,k_h = \frac{3}{\pi}\left(A\big/a_0\,k_m\right)^2 K_V\,k_h\,. \qquad (13.25)$$

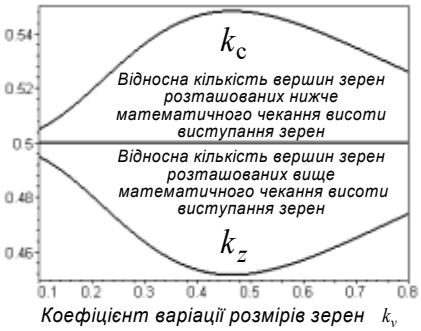


Рисунок 13.9. Значення коефіцієнтів відносної кількості вершин зерен

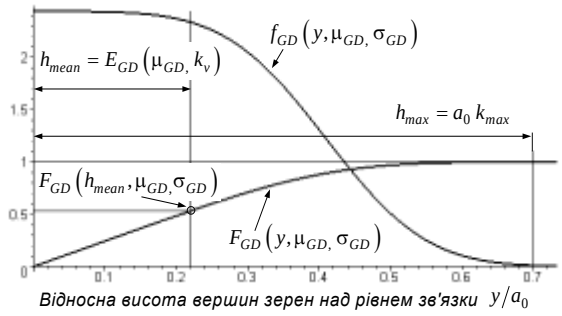


Рисунок 13.10. Схема розподілу вершин зерен над рівнем зв'язки

Типовий графік щільності (13.21) і функції (13.19) розподілу вершин зерен відносно рівня зв'язки у відносних координатах (y/a_0) представлений на рис. 13.10. Параметри і характеристики розподілу визначалися для умов попередніх прикладів (для одиничного характеристичного розміру $a_0 = 1$): $\mu_{GD} = 0{,}41\ a_0$; $\sigma_{GD} = 0{,}11\ a_0$; $h_{max} = 0{,}72\ a_0$; $h_{mean} = 0{,}22\ a_0$; $F_{GD}(h_{mean}) = 0{,}53$ ($k_m = 0{,}82$; $k_v = 0{,}27$; $k_h = 0{,}5$); $Z_{S\,mean} = 8{,}88$ шт/мм^2 ($a_0 = 200$ мкм).

Питання трансформації статистичних характеристик рельєфу робочої поверхні шліфувальних кругів при зносі зерен розглянуті у [5].

13.4.5. Кількість зерен на одиниці довжини робочої поверхні

Виконаємо перетин робочої поверхні площиною, перпендикулярною умовній поверхні зв'язки. Кількість зерен що потрапили у перетин буде у A/d_{mean} разів менше Z_S. Тоді маємо кількість зерен на одиниці довжини робочої поверхні по рівню зв'язки:

$$Z_L = \frac{6}{\pi} \cdot \frac{A}{d_{mean}} \cdot K_V \cdot k_h = \frac{6}{\pi} \cdot \frac{A}{a_0\ k_m} \cdot K_V \cdot k_h . \qquad (13.26)$$

Середню кількість зерен на одиниці довжини робочої поверхні, що відповідає середній висоті їх виступання над рівнем умовної поверхні зв'язки отримаємо аналогічно (13.25):

$$Z_{L\,mean} = Z_L\ k_z \approx 0{,}5 \cdot Z_L \approx \frac{3}{\pi} \cdot \frac{A}{d_{mean}} \cdot K_V \cdot k_h = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{A}{a_0\ k_m} \cdot K_V \cdot k_h . \qquad (13.27)$$

Середня відстань (крок) між зернами по рівню їх середньої висоти визначається діленням довжини абразивного простору A на $Z_{L\,mean}$:

$$l_{Z\,mean} = \frac{A}{Z_{L\,mean}} = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{d_{mean}}{K_V \cdot k_h} = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{a_0 \cdot k_m}{K_V \cdot k_h} . \qquad (13.28)$$

Приклад: $Z_{L\,mean} = 1{,}46$ шт/мм; $l_{Z\,mean} = 0{,}687$ мм ($A = 1000$ мкм; $d_{mean} = 164$ мкм; $K_V = 0{,}5$; $k_m = 0{,}82$; $k_h = 0{,}5$).

13.5. Закономірності процесу різання одиничним зерном

В процесі шліфування відбувається одночасне врізання в оброблювану заготовку декількох зерен, що знаходяться у даний момент у зоні контакту.

У зв'язку з тим, що зерна у крузі розташовані на різній висоті, спочатку в оброблюваний матеріал врізаються кромки найбільш виступаючих зерен, потім – розміщених глибше. При врізанні у матеріал, кромка зерна спочатку його деформує пружно, пластично, і лише після цього – може відбуватися відділення стружки. При цьому дуже багато зерен при ковзанні по поверхні різання ущільнюють її. Крім того має місце додатковий вплив температури у зоні оброблення на процес мікрорізання.

У тих випадках, коли зерна мають гострі кромки, невеликі радіуси округлень та оптимальні кути, відбувається мікрорізання металу. Якщо зерна мають затуплені кромки, великі радіуси округлення та ще й несприятливо орієнтовані відносно поверхні різання, то відбувається її шкрябання, причому утворення стружки супроводжується у

цих випадках істотним підвищенням температури, а сформована стружка частково або повністю згорає.

Найбільш навантаженими є зерна, що найбільш виступають над рівнем зв'язки (ріжучі і деформуючі), а інші – певний час не працюють (знаходяться у резерві). Знос найбільш виступаючих зерен або їх руйнування (повне чи часткове) вводять ці зерна у роботу. Для певних умов шліфування приблизно 78% абразивних зерен є непрацюючими, 12% – деформуючими і лише 10% – ріжучими [14].

13.5.1. Дуга контакту шліфувального зерна із заготовкою

Умови різання одиничним зерном визначаються насамперед дугою його контакту із заготовкою у процесі оброблення. Її визначення у загальному вигляді для основних схем шліфування – достатньо складне завдання.

Е.Н. Масловим [14] представлений підхід, що дозволяє вирішити питання кінематики процесу шліфування за рахунок деяких допущень. Визначення дуги контакту L_m проводиться у статичній системі координат, а урахування кінематичних особливостей складного відносного руху окремих видів шліфування проводиться введенням параметру M:

$$M(V_к, V_з, V_i) = \sqrt{\left(1 \pm \frac{V_з}{60\,V_к}\right)^2 + \left(\frac{V_i}{60\,V_к}\right)^2}\,, \qquad (13.29)$$

де знак «+» приймається при зустрічному шліфуванні (вектори швидкостей шліфувального круга $V_к$ і заготовки $V_з$ у точці їх контакту направлені у протилежні напрями); знак «-» – при попутному; V_i – швидкість подачі уздовж осі обертання шліфувального круга (в окремих випадках $V_i = 0$, наприклад, при врізному шліфуванні).

Для зазвичай вживаних значень швидкостей $M \approx 1$ і може у практичних розрахунках не враховуватися.

Узагальнена схема визначення дуги контакту для основних видів шліфування представлена на рис. 13.11. Шліфувальний круг видаляє із заготовки шар матеріалу глибиною t. Окреме абразивне зерно вступає у роботу у точці D і виходить з контактної зони у точці B. Центральний кут θ_m відповідний початку і кінцю робочого циклу абразивного зерна називається максимальним кутом контакту. Дуги контакту $L_m = \cup D\,B$ відповідають наступним видам шліфування: $DB_з$ – кругле зовнішнє; $DB_{пл}$ – плоске периферією круга; $DB_{вн}$ – внутрішнє ($L_з < L_{пл} < L_{вн}$ для t = const).

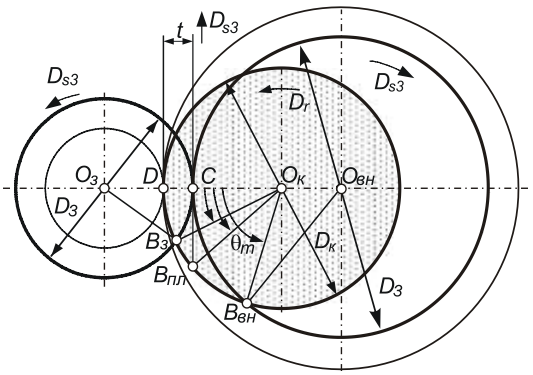


Рисунок 13.11. Схема визначення довжини дуги контакту круга із заготовкою при зовнішньому, внутрішньому і плоскому шліфуванні

В результаті допущень, основаних на тому, що для $t << D_к$ ($\theta_m \to 0$; $\sin\theta_m \approx \theta_m$) і

відкидання малозначних членів у рівняннях, отримані залежності для максимальних довжин дуг контакту[14]:

• кругле зовнішнє і внутрішнє шліфування периферією круга

$$L_{з(вн)} = M(V_к, V_з, V_i)\sqrt{\frac{D_з\ D_к\ t}{D_з \pm D_к}}\,, \tag{13.30}$$

де знак «+» береться при зовнішньому шліфуванні; «–» при внутрішньому; $V_i = V_{пр}$ при багатопрохідному шліфуванні і $V_i = 0$ при врізному;

• плоске шліфування периферією круга:

$$L_{пл} = M(V_к, V_з = V_{пр}, V_i = 0)\sqrt{D_к\ t}\,. \tag{13.31}$$

Аналіз представлених залежностей показує, що максимальна довжина дуги контакту при плоскому шліфуванні (13.31) відповідає загальному випадку (13.30) для нескінченно великого радіусу кривизни заготовки $L_{пл} = \lim\limits_{R_д \to \infty} L_{з(вн)}$.

Для випадку плоского шліфування торцем круга максимальна дуга контакту визначається аналогічно торцевому фрезеруванню. При симетричному розташуванні круга відносно ширини заготовки $B_з$:

$$L_{плт} = M(V_к, V_з = V_{пр}, V_i = 0)\ (D_к/2)\arcsin(B_з/D_к)\,. \tag{13.32}$$

Для цього виду оброблення довжини дуги контакту істотно більше, ніж для інших, раніше розглянутих: $L_{плп} >> L_{вн} > L_{пл} > L_з$ (t = const).

Знаючи максимальну довжину дуги контакту L_m можна визначити максимально можливий час контакту τ_m окремого абразивного зерна:

$$\tau_m = M(V_к, V_з, V_i)\ L_m / V_к\,. \tag{13.33}$$

13.5.2. Миттєві параметри зрізуваного шару при шліфуванні

Продуктивність процесу шліфування Q_v (мм^3/хв.) визначається об'ємом матеріалу, видаленого з поверхні заготовки в одиницю часу. Для більшості схем шліфування:

$$Q_v = 1000\ V_з\ t\ S_B\ B_к\,. \tag{13.34}$$

Довжина шляху $L_ш$ (мм) пройденого робочою поверхнею шліфувального круга $V_к$ (м/с) при його контакті з оброблюваною заготовкою за 1 хв.:

$$L_ш = 1000{\cdot}60\ V_к. \tag{13.35}$$

Обертання заготовки не враховуємо, оскільки $V_з$ / (60 $V_к$) ≈ 0,01.

Площа $f_ш$ (мм^2) середнього миттєвого перетину шару, знятого всіма абразивними зернами, дорівнюватиме відношенню об'єму знятого матеріалу за 1 хв. до довжини шляху $L_ш$:

$$f_ш = Q_V / L_ш = (V_з/60\ V_к)\ t\ S_B\ B_к\,. \tag{13.36}$$

Аналізуючи отриману залежність, можна стверджувати, що зі збільшенням відношення $V_з/V_к$ зростає $f_ш$, а отже, і навантаження на абразивні зерна; круг зношуватиметься швидше, шорсткість поверхні збільшуватися. **Звідси витікає, що для зниження навантаження на робочу поверхню круга слід працювати з можливо більшою швидкістю різання $V_к$, меншою $V_з$ і малими значеннями t і S_B.** Зниженню шорстко-

сті обробленої поверхні сприяє також використання дрібнозернистих кругів.

Знаючи площу $f_ш = a_ш\, b_ш$, можна обчислити середню миттєву товщину шару $a_ш$ (мм), що знімається всіма абразивними зернами, розділивши $f_ш$ на ширину шару $b_ш = B_к$ (ширину робочої поверхні круга):

$$a_ш = (V_з / 60\, V_к)\, t\, S_B\,. \tag{13.37}$$

Відношення $V_з/(60\, V_к)$ і коефіцієнт S_B визначають характер розподілу матеріалу, що видаляється, з поверхні заготовки по довжині і ширині шліфувального круга. При врізному шліфуванні ($S_B = 1$) всі зерна по ширині робочої поверхні працюють приблизно в однакових умовах (без врахування крайових ефектів). При багатопрохідному шліфуванні ($S_B < 1$) тільки частина ширини круга ($S_B \cdot B_к$) працює з повним навантаженням (по аналогії з лезовим інструментом – забірна частина) а решта виконує функції калібрувальної, що дошліфовує.

13.5.3. Параметри шару, що зрізується одним абразивним зерном

Визначимо середній об'єм, що зрізується одним абразивним зерном, яке знаходиться на робочій поверхні шліфувального круга:

$$v_{z\,mean} = Q_V / \, Z_{mean}\,, \tag{13.38}$$

де Q_v – продуктивність процесу шліфування, мм^3/хв. (13.34); Z_{mean} – середня кількість зерен що знаходяться на поверхні шліфувального круга $F_ш$ (мм^2) при його контакті з оброблюваною заготовкою за 1 хв.

Площа поверхні $F_ш$ (мм^2) дорівнює добутку довжини шляху $L_ш$ (мм), пройденого робочою поверхнею шліфувального круга $V_к$ (м/с) при його контакті з оброблюваною заготовкою за 1 хв. (13.35) на ширину круга $B_к$ (мм):

$$F_ш = L_ш\, B_к = 1000 \cdot 60 \cdot V_к \cdot B_к. \tag{13.39}$$

Середня кількість зерен на 1 мм^2 робочої поверхні, відповідна середній висоті їх виступання над рівнем умовної поверхні зв'язки $Z_{S\,mean}$ і визначається залежністю (13.25). Тоді середній об'єм, що зрізується одним абразивним зерном, яке знаходиться на робочій поверхні шліфувального круга $v_{z\,mean}$, мм^3:

$$v_{z\,mean} = \frac{Q_V}{F_ш\, Z_{S\,mean}} = \frac{a_ш}{Z_{S\,mean}} = \frac{V_з}{60\, V_к} \cdot t \cdot S_B \cdot \frac{1}{10^6} \cdot \frac{d^2_{mean}}{K_V \cdot k_h}\,, \tag{13.40}$$

Отриманий вираз дозволяє оцінити способи зниження навантаження на одиничне зерно. Найбільший вплив чинить квадрат його розміру. При збільшенні концентрації зерен в об'ємі абразивного шару K_V навантаження зменшується. Такий же характер має вплив коефіцієнта k_h, що визначає кількість зерен на робочій поверхні круга. Чим більше зерен на поверхні інструменту, тим менше навантаження на кожне з них.

У реальності процес взаємодії інструменту з оброблюваною заготовкою на всіх етапах мікрорізання і формування мікрогеометрії обробленої поверхні набагато складніший, носить стохастичний характер і розглядається на базі теоретико-імовірнісного підходу у роботах [8, 9, 15, 16 та ін].

13.6. Сили різання і потужність при шліфуванні

Розглянемо сумарну результуючу силу різання R, яка розкладається на три складові: тангенціальну P_z (по дотичній до траєкторії руху різання інструменту); нормальну P_y (по нормалі до робочої поверхні інструменту і обробленої поверхні) і силу опору подачі P_x. Складова сили різання P_z визначає необхідну потужність електродвигуна верстата, P_y – пружні деформації заготовки і круга, що впливають на точність оброблення, P_x – зусилля, необхідне для здійснення поздовжньої подачі круга або заготовки.

Зазвичай співвідношення між цими складовими складають: $P_y = (1{,}5\ldots3)\,P_z$; $P_x = (0{,}1\ldots0{,}2)\,P_z$. Відношення P_z / P_y називається коефіцієнтом абразивного різання k_a. Для абразивного оброблення характерне значення $k_a < 1$ (при різанні лезовим інструментом $P_z / P_y > 1$).

Встановлено, що P_z збільшується при підвищенні продуктивності оброблення $Q_v \sim (V_д \cdot S \cdot t)$ і знижується зі зростанням швидкості шліфування $V_к$, тобто визначальним чинником є середній миттєвий перетин зрізуваного шару $f_ш$ (13.36).

Зі зменшенням зернистості круга (середнього розміру зерен d_{mean}) сила різання, що приходиться на одиничне зерно, зменшується, але разом з тим сумарна сила різання збільшується, оскільки зменшуються перетини шару, що зрізується окремими зернами, що у свою чергу приводить до зростання енергоємності процесу відділення оброблюваного матеріалу.

На величину складових сил різання чинять також істотний вплив властивості оброблюваного матеріалу, різальні властивості робочої поверхні, МОТС та ін.

Чим гостріші абразивні зерна, тим менше площа їх контакту з оброблюваною поверхнею, тим легше відбувається мікрорізання при менших силах різання. Наприклад, при шліфуванні твердих сплавів алмазними кругами сили різання у 3…5 разів менші, ніж при роботі кругами з карбіду кремнію зеленого [35].

При роботі з охолодженням сила різання менша, ніж при роботі насухо. При шліфуванні з масляними МОР сили різання у 2 рази менше, ніж при застосуванні водних розчинів [40].

Потужність (квт), необхідна для руху круга $N_к$ і заготовки $N_з$ визначається за залежностями:

$$N_к = P_z V_к / (1000\,\eta_1);\ \ N_з = P_z V_з / (60 \cdot 1000\,\eta_2), \qquad (13.41)$$

де η_1, η_2 – к.к.д. приводів шліфувального круга і заготовки. Емпіричні степеневі залежності для розрахунку потужності приведені у [1, 30, 32] та ін.

13.7. Теплові явища при абразивному обробленні і методи керування ними

Серед методів абразивного оброблення шліфування характеризується найбільшою інтенсивністю виділення теплоти, що пов'язане з високими швидкостями різання і продуктивністю процесу.

13.7.1. Особливості теплових явищ при шліфуванні

Процес шліфування характеризується високими температурами у зоні різання, які можуть служити причиною появи структурно змінених шарів шліфованої поверхні

деталі і великих залишкових напружень. Теплота, що утворюється, впливає також і на абразивний круг, що приводить до збільшення його зносу і зниження різальної здатності.

Як і при звичайному різанні, при шліфуванні майже вся механічна робота мікрорізання перетворюється у теплову енергію і лише незначна частка (менше 1%) переходить у приховану енергію змін кристалічної решітки оброблюваного матеріалу.

Вся теплова енергія Q розподіляється між заготовкою $Q_з$, кругом $Q_к$, стружкою $Q_с$ і охолоджувальним середовищем $Q_о$ [40]:

$$Q\ (100\%) = Q_з\ (60…85\%) + Q_к\ (10…13\%) + Q_с\ (< 30\%) + Q_о. \qquad (13.42)$$

При шліфуванні розрізняють: миттєву температуру $\theta_м$, що розвивається у зоні мікрорізання окремим абразивним зерном; середню контактну $\theta_к$ – таку, що встановлюється у зоні контакту круга із заготовкою; середню $\theta_{ср}$ – що встановлюється на всій обробленій поверхні.

Миттєву температуру $\theta_м$ експериментально виміряти дуже складно, проте її можна оцінити за структурними перетвореннями у поверхневому шарі обробленої деталі. Про високі миттєві температури, наочно свідчить потік іскор, спостережуваний навіть за наявності значного охолодження.

Контактна температура $\theta_к$ менше миттєвої $\theta_м$ (особливо за наявності охолодження) у зв'язку з інтенсивною тепловіддачею у заготовку. Інтенсивність тепловіддачі посилюється при збільшенні розмірів шліфованих заготовок, зони контакту круга із заготовкою, теплопровідності зв'язки і абразивних зерен, теплоємності МОТС та ін.

Середня стабілізована температура $\theta_{ср}$ поверхні нижче контактної $\theta_к$ і впливає в основному на точність лінійних розмірів і форми деталі.

При абразивному шліфуванні середня температура деталі змінюється у межах $\theta_{ср}$ = 20…350°С, контактна $\theta_к$ = 200…1100°С і миттєва $\theta_м$ – від 1000°С до температури плавлення оброблюваного матеріалу [14].

Аналітичний опис теплових явищ при шліфуванні і залежності для визначення температур представлені у [1, 24, 28].

13.7.2. Основні шляхи регулювання теплових процесів

Температура при абразивному обробленні знижується при зменшенні потужності теплоутворення і підвищенні інтенсивності теплопередачі із зони різання. Їх регулювання може здійснюватися раціональним вибором способу оброблення, конструкції і характеристик абразивного інструменту, режимів різання і умов оброблення.

Основні шляхи зниження теплоутворення у зоні різання: використання абразивних матеріалів з високими ріжучими властивостями (алмаз або кубоніт); використання інструментів з високопористою структурою; використання інструментів з раціонально орієнтованими зернами; введення до складу зв'язки або нанесення на робочу поверхню інструменту твердих мастил для зниження непродуктивного тертя; забезпечення умов саморегулювання високих різальних властивостей; забезпечення високої різальної здатності робочої поверхні інструменту (періодичною правкою або безперервними керуючими діями у процесі роботи); раціональне використання ефектів дії МОТС: змащувальна – зниження коефіцієнта тертя; руйнівна (розклинююча) – зменшення сил мікрорізання; миюча – видалення з поверхні інструменту продуктів шліфу-

вання.

Основні шляхи **підвищення тепловідведення** із зони різання: використання матеріалів з високою теплопровідністю: абразивних (алмаз або кубоніт); конструкційних (металеві зв'язки і корпуси інструментів); використання інструментів з переривчастою робочою поверхнею; раціональне використання охолоджуючої дії МОТС і його подачі у зону різання.

13.8. Особливості процесу алмазного шліфування

Визначальними чинниками процесу алмазного шліфування є дія твердого і вельми гострого алмазного зерна на оброблюваний матеріал, контакт зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і термодинамічні умови їх взаємодії [35].

13.8.1. Алмазне шліфування матеріалів звичайної твердості

Як відомо, відношення твердості абразивного матеріалу $H_а$, до твердості оброблюваного $H_м$, має найважливіше значення для мікрорізання і повинно складати $H_а / H_м > 1{,}5$. З урахуванням цього застосування кругів з електрокорунду або карбіду кремнію для оброблення незагартованих сталей, кольорових сплавів і чавунів цілком виправдано ($H_а / H_м \approx 2$).

Проте вже для загартованих і високолегованих сталей, твердих сплавів, мінералокераміки, ситалів та інших високотвердих матеріалів твердість звичайних абразивів виявляється недостатньою. Тільки для алмазу і кубоніту забезпечується відношення $H_а / H_м$ значно вище граничного. Необхідне перевищення твердості звичайних абразивних матеріалів над твердістю таких матеріалів досягається при температурах шліфування 700…900°С, які у ряді випадків є небезпечними, оскільки сприяють виникненню дефектів у поверхневому шарі.

Властивість алмазу або кубоніту ефективно відводити теплоту від мікрокромок зерен зберігає їх високу різальну здатність.

Великі резерви закладені у використанні можливостей надтвердих матеріалів як у самому абразивному інструменті, так і у процесах оброблення [7]. Одним з основних резервів є забезпечення оптимальної стійкості і міцності закріплення зерна НТМ у робочому шарі у залежності від характеристики інструментів і умов оброблення.

Для усунення ударних навантажень і вібрацій застосовуються переривчасті круги, що забезпечують практично постійну площу контакту робочої поверхні абразивного інструменту з оброблюваною заготовкою. Застосування багатошарових і збірних кругів розширює технологічні можливості інструменту, дозволяє поєднати процеси попереднього і остаточного шліфування, підвищити продуктивність оброблення і зносостійкість кругів, понизити шорсткість обробленої поверхні.

Із сучасних методів шліфування алмазними і кубонітовими кругами до перспективних відносяться: глибинне; переривисте; врізне; електрохімічне і електроерозійне; комбіноване, з накладенням низько- і високочастотних коливань (ультразвукове); зі стабілізацією швидкості і сили різання, швидкісне і надшвидкісне. Ці методи дають можливість у багато разів підвищити продуктивність і працездатність кругів із НТМ і повністю виключити застосування інструментів зі звичайних абразивів при шліфуванні різних металів і сплавів.

13.8.2. Особливості алмазного шліфування надтвердих матеріалів

Особливим випадком алмазного шліфування є обробка надтвердих полікристалічних матеріалів (НТПМ), коли практично відсутнє перевищення твердості інструмента над оброблюваним матеріалом ($H_а \approx H_м$) [23, 27].

Основна особливість, що відрізняє процес алмазного шліфування НТПМ від процесів шліфування матеріалів звичайної твердості, це спільна фізична основа оброблюваного і інструментального матеріалів: структура (алмазні кристалічні ґратки) та унікальні фізико-механічні властивості алмазів й інших НТМ, що визначають їхню взаємодію з алмазним кругом.

У силу цих обставин продуктивність оброблення НТПМ низка і не порівнянна з продуктивністю алмазного шліфування матеріалів звичайної твердості. Наприклад, під час сталого періоду шліфування продуктивність зняття припуску корундової кераміки становила 18,3 мм^3/с, у той час як АСПК – 0,001 мм^3/с, Гексаніту-Р – 0,88 мм^3/с, а витрата алмазів круга була на порядок більшою.

Щільне пакування атомів у кристалічних ґратках, міцність міжатомних ковалентних зв'язків, висока ступінь диспергування матеріалу, що знімається, визначають високу енергоємність алмазного шліфування НТПМ (табл. 13.3).

Таблиця 13.3 – Вихідні характеристики оброблюваності

Оброблюваний матеріал	НПА	НПНБ	Жароміцна сталь	Корундова кераміка
Продуктивність, мм^3/з	0,001	0,88	14,11	18,3
Питома витрата алмазів, мг/мм^3	16–18	1,7–2,0	0,05	0,01
Енергоємність, Дж/мм^3	6000–10000	900–1200	150–170	130

Мікроруйнування об'ємів припуску обумовлюється головним чином динамічним високошвидкісним впливом елементарних виступів алмазних зерен (див. рис. 13.6) на оброблювану поверхню НТПМ. При короткочасному (до десяти наносекунд) зіткненні алмазних виступів зі швидкостями більшими 10 м/с у зернах алмазів круга і кристалітах НТПМ виникають ударні хвилі. Хвильові процеси сприяють появі критичних напружень у точках, розміщених на глибині до 300 мкм від поверхні контакту. Ці напруження можуть породжувати дефекти у виді тріщин, сприяти нагромадженню дефектів при циклічному й знакозмінному навантаженні, тим самим інтенсифікуючи мікроруйнування.

Свій внесок в інтенсифікацію знімання оброблюваного матеріалу можуть вносити і термоактивуючі процеси. Під впливом температури під час шліфування може відбуватися окислення, дисоціація кристалічних ґраток алмаза і КНБ, трансформація її в інші типи ґраток з меншою міцністю міжатомних зв'язків. Можливе протікання пластичної деформації у найтонших шарах, виникнення міжкристалічних напружень через анізотропію властивостей кристалітів і багатофазності полікристалів. Як показано в [23], нагрівання до 600…800 К у кілька разів знижує теплопровідність матеріалу, що

сприяє концентрації тепла в контактуючих поверхнях. Підсилюючи або пригнічуючи ті або інші термоактивуючі процеси, можна на атомному рівні впливати на якість обробленої поверхні й стан поверхневого шару, сприяючи інтенсифікації знімання матеріалу. Проте кількісний аналіз свідчить, що роль термоактивуючих процесів у зніманні НТПМ не є визначальною.

Таким чином, алмазне шліфування НТПМ являє собою комплексний вплив на заготовку, сукупності факторів – механічних, хімічних, теплових, здатних при певній комбінації визначити технологічно прийнятну й економічно доцільну інтенсивність руйнування мікрооб'ємів полікристалів. Особливість даного процесу на відміну від алмазного шліфування матеріалів звичайної твердості полягає в тому, що ці фактори слід розглядати в якості руйнуючих і для алмазних зерен шліфувального круга, і для алмазного полікристала, що шліфується.

Динаміка фізичних явищ, рельєфу круга й вихідних показників алмазного шліфування НТПМ істотно відрізняються від тих, що мають місце при обробленні матеріалів звичайної твердості.

Табл. 13.4 ілюструє істотну різницю у початковій продуктивності шліфування для різних марок НТПМ та зміну продуктивності з часом роботи. Через 2…3 хв роботи вона знижується на два порядки при обробленні НТПМ на основі алмазу й на порядок – для НТПМ на основі нітридів бору. Загалом, питома продуктивність шліфування КНБ в початковий період вище на порядок, а через 2-3 хв – на два порядки, ніж алмазних НТПМ.

Таблиця 13.4 – Питома продуктивність шліфування, мм^3/хв Н 10^3

Марка НТПМ	Тривалість шліфування, с					
	3	30	60	120	180	300
АСПК	75	46	29	11	4	1
АСБ	125	79	51	21	8	1
Ельбор-Р	912	718	506	453	438	311
Гексаніт-Р	1102	620	406	292	210	121
ДАП	193	131	88	41	19	3
Діамет	205	152	111	63	34	2
ДПНБ	1163	789	622	409	307	302

Аномально висока швидкість зміни фізичних явищ і вихідних показників шліфування НТПМ є результат специфічного прояву структурно-топографічної пристосовуваності робочої поверхні круга при високошвидкісному й високонавантаженому контактуванні із рівнотвердою поверхнею НТПМ. Вона полягає в послідовній зміні характеру й інтенсивності зношування зерен, формуванні стійкої конфігурації й вторинних структур контактуючих поверхонь зерен, включення в роботу все більшого їхнього числа, перерозподілі й зменшенні питомих навантажень, трансформації механізму крихкого мікроруйнування в механізми фізико-хімічні.

Тому загальною умовою ефективності алмазного шліфування НТПМ є запобігання прояву структурно-топографічної пристосовуваності й збереження в процесі

всього періоду оброблення такого стану робочої поверхні круга, коли сукупність її ріжучих алмазних елементів здатна передавати прикладене навантаження на досить малі ділянки оброблюваної поверхні.

Високоефективні процеси алмазного шліфування НТПМ необхідно базувати на принципі безперервного формування енергетично нестійкого стану алмазних зерен і їх структури, та підтримки цього нестійкого стану. Алмазні зерна круга можуть ефективно шліфувати НТПМ тільки тоді, коли самі будуть руйнуватися з оптимальною інтенсивністю, зберігаючи необхідну розвиненість субмікрорельєфу.

Стабілізація ж вихідних показників процесу досягається тим, що, чинячи спеціальний дозуючий вплив на робочу поверхню круга, забезпечується відповідність темпів відновлення її параметрів і темпів зміни умов в зоні шліфування залежно від вимог оброблення НТПМ. Головним об'єктом дозованого вибіркового руйнуючого впливу, що забезпечує збереження заданого профілю робочої поверхні круга є зв'язка алмазних кругів. Примусове видалення зв'язки може здійснюватися різними за природою способами – механічним, електрохімічним, електроерозійним, комбінованим, однак для струмопровідної зв'язки дослідження виявили переваги електрохімічного, що проявляються у вибірковості його впливу, характеризується широким діапазоном інтенсивності, непошкоджуваністю алмазних зерен, простотою реалізації.

13.9. Зношування абразивних інструментів і методи відновлення їх різальних властивостей

13.9.1. Особливості зносу абразивних зерен

У початковий період роботи круга на вершинах зерен утворюються площадки зносу, які безперервно збільшуються. При достатній міцності закріплення зерен у зв'язці, площадки зносу на зернах можуть досягати значних відносних розмірів. Одночасно зі зношуванням зерен круга відбувається зміна рельєфу його робочої поверхні. Залежно від умов шліфування (фізико-механічних властивостей зерен, оброблюваного матеріалу і зв'язки, режиму оброблення та ін.) розрізняють наступні основні види зносу (рис. 13.12) [14]: а) – стирання ріжучих елементів (вершин) шліфувальних зерен з утворенням на них площадок з більшою або меншою шорсткістю; б) – мікроруйнування (розщеплювання) зерен з відділенням від них невеликих часток; в) – руйнування зерен з відділенням від них крупних часток, розміри яких співрозмірні з розміром зерна; г) – повне виривання зерен зі зв'язки; д) – руйнування у результаті протікання хімічних реакцій у зоні контакту зерна із оброблюваним матеріалом при високих температурах, що розвиваються у зоні шліфування; е) – забивання проміжків між зернами

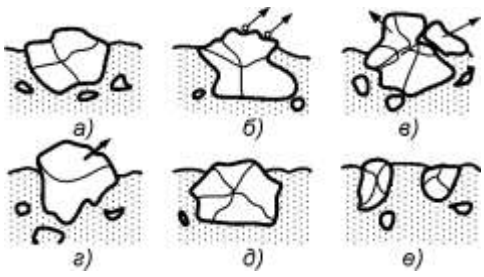


Рисунок 13.12. Основні види зносу шліфувального круга [14]

(пор) стружкою і продуктами зношування.

Руйнування абразивного зерна відбувається до тих пір, поки воно виступає із зв'язки на висоту, більше $h_з \approx d_{mean}/6$, де d_{mean} – середній розмір зерен [14]. У цьому випадку елементарна сила різання, що діє на абразивне зерно, недостатня для його подальшого розщеплювання; зерно остаточно згладжується і втрачає свої ріжучі властивості. Після цього мікрорізання припиняється і між кругом і заготовкою проходить лише тертя ковзання з виділенням великої кількості теплоти, що свідчить про повну втрату ріжучої здатності круга.

При підвищених режимах різання (попереднє шліфування), коли навантаження на одиничне абразивне зерно значне, спостерігається відколювання від зерна крупніших елементів.

При високих температурах шліфування, що знижують твердість матеріалу зерен, процеси зношування зерен інтенсифікуються. Адгезійне зношування характеризується появою мікрократерів на поверхні зерна. Можливе також прилипання часток оброблюваного матеріалу до поверхні зерен у вигляді наростів, характерних для шліфування сплавів з аустенітною структурою. У цьому випадку процес різання різко погіршується, оскільки адгезія переходить у когезію (злипання поверхонь однорідних матеріалів).

Інтенсивність зношування зерен різко зростає у разі їх хімічної спорідненості з оброблюваним матеріалом. При обробленні залізовуглецевих сплавів алмазними зернами передумовами до дифузійного зношування є високі температури у зоні шліфування, легкість розчинення вуглецю у залізі, перепад концентрації вуглецю між алмазним зерном і оброблюваним металом і контакт їх ювенільних поверхонь. Тому для таких випадків застосовують кубоніт.

13.9.2. Особливості відновлення різальної здатності шліфувальних кругів

Розглядаючи зношування тільки як процес втрати робочою поверхнею різальних властивостей, можна вважати, що круги працюють у режимах або затуплення, або самозагострювання. При цьому мають місце різні інтенсивності зносу вершин зерен $v_з$ і зв'язки $v_с$. Режим затуплення є природним для будь-якого ріжучого інструменту і пов'язаний із його зношуванням у процесі роботи ($v_з > v_с$).

Режим самозагострювання круга ($v_з \approx v_с$) полягає у тому, що по мірі затуплення (зносу) працюючих зерен зростаючий опір різанню вириває (повністю або частково) ці зерна зі зв'язки, яка зношується (викришується). При цьому у роботу вступають нові зерна, внаслідок чого робоча поверхня круга безперервно оновлюється.

Здатність до самозагострювання є характерною властивістю абразивних інструментів на легко зношуваних (маломіцних) зв'язках, і є властивістю самоорганізації системи різання. Проте у більшості випадків самозагострювання круга є недостатнім для якісного проведення оброблення, оскільки не зберігається геометрична форма його робочої поверхні через нерівномірний знос круга, що обумовлено його формою і особливостями схеми шліфування. Особливо важлива стабільність поперечного профілю при врізному і профільному шліфуванні.

Ефективність процесу шліфування також залежить від збереження кругом необхідного рельєфу поздовжнього профілю робочої поверхні. Випадкове виникнення хвилястості на робочій поверхні круга приводить до різкого погіршення вихідних показників процесу шліфування. З появою хвилястості підвищуються вібрації системи

ВПІЗ, відбувається прискорений знос круга [3, 39] і погіршується якість оброблення. При подальшому шліфуванні хвилястість збільшується, досягаючи значень, що визначаються амплітудно-частотною характеристикою системи ВПІЗ.

Формотворення робочої поверхні кругів може проводитися періодично або безперервно у процесі роботи. При періодичному оновлені профілю круга його традиційно називають правкою.

13.9.3. Правка шліфувальних кругів

Правка абразивних кругів може бути алмазною і безалмазною [7, 25, 26, 40]. Однокристальні алмазні правлячі інструменти: правлячі різці (профілювання черв'ячних абразивних кругів), голки (правка однониткових різешліфувальних кругів або правка по копіру), алмази в оправах (правка кругів прямого і фасонного профілів).

Режими правки, що рекомендуються, за відсутності автоматичного циклу [25]: поздовжня подача 0,05…3 м/хв.; поперечна подача: чорнова 0,2…03 мм/подв.хід (2…4 ходи); чистова 0,005…0,01 мм/подв.хід (1…2 ходи); число проходів без подачі – 1…3.

Багатокристальні алмазні правлячі інструменти: гребінки (правка по копіру профільних шліфувальних кругів), олівці (універсального призначення), ролики прямого і фасонного профілю.

Алмазні ролики зазвичай використовуються у серійному і масовому виробництві. Правка абразивних кругів проводиться методом врізання, на прохід або по копіру при робочій коловій швидкості круга. Ролику надається примусове обертання (зустрічне або попутне) зазвичай 5…20 м/с.

Безалмазні правлячі інструменти у сучасному машинобудуванні застосовуються значно рідше і у менших об'ємах, чим алмазні. Вони використовуються для правки кругів методами шліфування, обкатки і накочування. Залежно від конструктивного і технологічного виконання, це можуть бути абразивні круги (зазвичай з карбіду кремнію зеленого), абразивні бруски, металеві диски (шаржовані вільним абразивом, гладкі і гофровані) і стрижні, накатні ролики (сталеві або твердосплавні), порошки і щітки.

13.9.4. Формотворення робочої поверхні абразивних інструментів на струмопровідних зв'язках безпосередньо у процесі шліфування

Завдання регулювання ріжучих властивостей робочої поверхні зводиться до узгодження інтенсивності примусового видалення зв'язки v_c з інтенсивністю зносу ріжучих зерен $v_з$, а також до визначення умов, що виключають обвальні випадання зі зв'язки непрацюючих зерен. Три співвідношення цих інтенсивностей – $v_з > v_c$, $v_з = v_c$ і $v_з < v_c$ визначають неминучий прояв структурно-топографічної пристосовуваності робочої поверхні круга, стабілізацію оптимального розвиненого рельєфу або нераціональну надлишкову витрату алмазів [25].

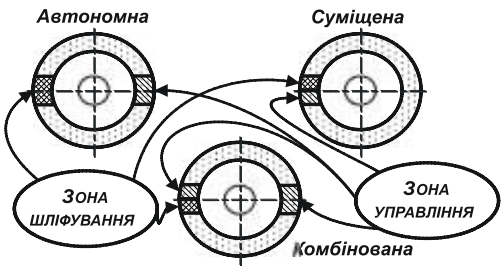


Рисунок 13.13. Схеми розміщення зон шліфування та керування

Можливі три схеми регулювання інтенсивності примусового видалення

струмопровідної зв'язки круга у процесі шліфування (рис. 13.13).

Суміщена схема. Цій схемі відповідають метод електроабразивного шліфування. Його суть полягає у тому, що між струмопровідним кругом і струмопровідною оброблюваною заготовкою пропускається регульований електричний струм. Тоді до основного процесу абразивного різання додається електрична енергія, направлена на підвищення ефективності процесу. У залежності від матеріалу зерен (абразив, алмаз, кубоніт), виду електричного струму (постійний, змінний або імпульсний), полярності (пряма – круг є катодом, зворотна – круг є анодом) і рідини (електроліт, діелектрик), що подається у зону різання, сформувалися назви варіантів електроабразивного шліфування. Наприклад: електролітичне [1], електрохімічне [14], електро-алмазне [3], алмазно-іскрове [36] та ін. Всі ці способи у тій чи іншій мірі дозволяють регулювати дію на зв'язку круга. Обмеженням їх технологічних можливостей є оброблення тільки струмопровідних заготовок.

Автономна схема. Цій схемі відповідає дія на зв'язку круга поза зоною різання, що дозволяє її використовувати при шліфуванні неструмопровідних керамік та надтвердих полікристалів. Як метод формотворення зв'язки доцільно використовувати електрохімічний. Він дозволяє виконувати формотворення на верстаті у процесі шліфування за відсутності зносу електроду-інструменту.

Завдання управління поперечним профілем робочої поверхні зводиться до компенсації його відхилень, що природно виникають у зоні різання під впливом оброблюваного матеріалу і умов шліфування. Компенсація досягається за рахунок дозування руйнівної дії на зв'язку тих ділянок робочої поверхні, де ці відхилення перевищують допустимі значення. У зв'язку з цим використовується принцип незалежної роздільної дії на окремі ділянки поверхні зв'язки. Принцип реалізовано за рахунок розділення катода по ширині і довжині на електрично ізольовані області. При цьому час проходження струму через кожну з них може незалежно регулюватися. Задача управління поздовжнім профілем може бути вирішена на основі принципу направленої дії на робочу поверхню круга електричними імпульсами, період і тривалість дії яких синхронізовані з обертанням шліфувального круга і з параметрами хвилястості [23].

Комбінована схема об'єднує суміщену і автономну схеми.

13.9.5. Період стійкості шліфувальних кругів

Час роботи круга між правками при заданих режимах називається періодом стійкості *T*.

Періоди стійкості шліфувальних кругів *T*, хв., що рекомендуються: кругле зовнішнє з поздовжньою подачею – 40 (врізне – 30); внутрішнє 10; плоске периферією круга – 25 (торцем – 10); безцентрове з поздовжньою подачею – 60; профільне – 10.

Для підвищення продуктивності процесу шліфування бажано вибирати шліфувальні круги якомога більшого діаметру. На робочій поверхні круга більшого розміру буде і більша кількість ріжучих зерен, отже, при збереженні навантаження на одне зерно можна підвищити продуктивність шліфування. У разі застосування кругів великих діаметрів зменшується їх розмірний знос і підвищується період стійкості.

13.10. Призначення режимів різання при шліфуванні

Раціональним режимом різання при шліфуванні слід вважати умови оброблення, що забезпечують достатньо високу продуктивність при мінімальній собівартості і необхідній якості поверхні деталі.

При призначенні режимів різання для абразивного і абразивно-алмазного оброблення рекомендується використовувати довідкові дані [1, 10, 18, 21, 26, 30, 32, 33 та ін].

При призначенні режиму шліфування необхідно:

• вибрати характеристику шліфувального круга і встановити його швидкість різання $V_к$;

• призначити подачу у напряму зняття припуску (поперечну подачу) і визначити число проходів, що забезпечуватимуть зняття всього припуску. Подача варіюється у межах 0,005...0,09 мм/подв.хід.

• призначити поздовжню подачу при круглому шліфуванні і подачу уздовж осі круга при плоскому шліфуванні у долях ширини круга $S_{пд} = S_B \cdot B_к$, де S_B = 0,4…0,6 для чорнового шліфування; S_B = 0,3…0,4 для чистового;

• вибрати кругову швидкість заготовки $V_з$. При чорновому шліфуванні слід виходити зі встановленого періоду стійкості круга (T = 25...60 хв.), при чистовому – із забезпечення заданої шорсткості поверхні. Зазвичай швидкість заготовки знаходиться у межах 40...80 м/хв.;

• підібрати охолоджувальну рідину;

• визначити сили різання і потужність, необхідні для забезпечення процесу шліфування. Потужність (квт), необхідна для обертання круга, $N_к \geq P_z V_к / (\eta \cdot 10^3)$, а для обертання заготовки $N_з \geq P_z V_з / (\eta \cdot 60 \cdot 10^3)$;

• вибрані режими шліфування скорегувати за паспортними даними верстата; при браку потужності зменшують $V_з$ або $S_{пд}$, оскільки вони впливають на потужність різання $N_к$ і основний час $\tau_о$;

• перевірити умови бесприпалювального шліфування за питомою потужностю [10], що приходиться на 1 мм ширини круга: $N_{пт} = N_к / B_к$;

• підрахувати машинний час за наступними формулами для основних видів шліфування:

• кругле багатопрохідне (з поздовжньою подачею):

$$\tau_о = \frac{L_{р.х}}{S_B B_к} \cdot \frac{h}{n_з t} \cdot k = \frac{L_{р.х}}{S_{пр}} \cdot \frac{h}{n_з S_{п\,х}} \cdot k = \frac{L_{р.х}}{S_{пр}} \cdot \frac{2h}{n_з S_{п\,2х}} \cdot k;\ \ k = 1{,}2 \ldots 1{,}7, \qquad (13.43)$$

де $L_{р.х}$ – довжина робочого ходу, мм; h – припуск на сторону, мм; k – коефіцієнт виходжування (вигладжування), залежний від необхідної точності оброблення.

• кругле врізне (з поперечною подачею):

$$\tau_о = \frac{h}{n_з t} k = \frac{h}{n_з S_п} k;\ \ k = 1{,}4 \ldots 2{,}5. \qquad (13.44)$$

• плоске багатопрохідне периферією круга (прямокутний стіл)

$$\tau_о = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_з} \cdot \frac{H}{S_В B_к} \cdot \frac{h}{t} \cdot k = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_з} \cdot \frac{H}{S_{п\,х}} \cdot \frac{h}{t} \cdot k = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_з} \cdot \frac{2H}{S_{п\,2х}} \cdot \frac{h}{t} \cdot k;\ \ k = 1{,}1 \ldots 1{,}5, \qquad (13.45)$$

де $L_{р.х} = L_з + (10…15)$; $L_з$ – довжина заготовки, мм; H – переміщення круга у напрямі поперечної подачі $H = B_з + B_к + 5$, мм;

• плоске врізне периферією круга (прямокутний стіл)

$$\tau_о = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_з} \cdot \frac{h}{t} k;\ \ k = 1{,}2 \ldots 1{,}6\,. \tag{13.46}$$

• плоске багатопрохідне торцем круга (прямокутний стіл)

$$\tau_о = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_з} \cdot \frac{h}{t} k = \frac{(L_з + D_к + 10)}{1000\ V_з} \cdot \frac{h}{t} k;\ \ k = 1{,}1 \ldots 1{,}6\,. \tag{13.47}$$

• безцентрове кругле зовнішнє (на прохід)

$$\tau_о = \frac{L_{р.х}}{1000\ V_{пр}} \cdot i \cdot k = \frac{L_з + B_к}{1000\ V_{пр}} \cdot i \cdot k;\ \ k = 1{,}05 \ldots 1{,}2\,, \tag{13.48}$$

де i – число повторних проходів $i \geq h / t$.

13.11. Викінчувально-абразивні методи оброблення

13.11.1. Хонінгування

Хонінгування (зовнішнє, внутрішнє, плоске, профільне та ін.) є процесом викінчувального оброблення деталей. Схема хонінгування для випадку оброблення отвору представлена на рис. 13.14.

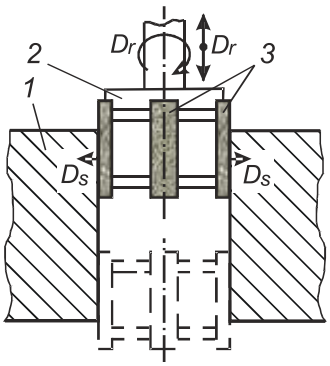


Рисунок 13.14. Схема хонінгування

Хонінгування застосовується для підвищення точності форми і розмірів, зниження шорсткості поверхні деталей. Як інструмент використовується хонінгувальна головка 2 (хон). Оброблення проводять за допомогою абразивних, алмазних або кубонітових брусків 3, яким надають три основні рухи по відношенню до заготовки 1: комбінований рух різання D_r: обертальний і зворотно-поступальний та рух радіальної подачі D_s.

Поєднання трьох рухів у процесі оброблення забезпечує зрізання мікростружок і самозагострювання інструменту. Різання здійснюється великою кількістю зерен на робочій поверхні брусків, що рухаються по складній траєкторії. Це забезпечує високу продуктивність при малих силових і температурних навантаженнях у зоні різання.

Типи абразивних, алмазних і кубонітових брусків та рекомендації з вибору режимів хонінгування приведені у [1, 21, 30, 38].

13.11.2. Суперфінішування

Суперфінішування – процес фінішного оброблення поверхонь деталей дрібнозернистими абразивними або алмазними брусками. Схема суперфінішування для випадку оброблення циліндричної деталі представлена на рис. 13.15.

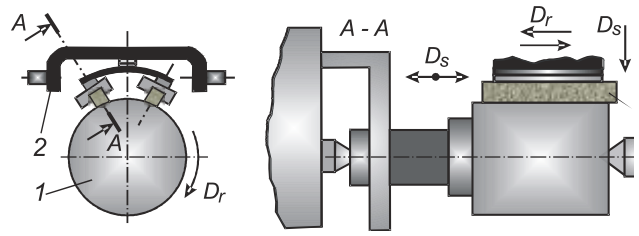


Рисунок 13.15. Схема суперфінішування

Процес здійснюється закріпленими у тримачі 2 брусками 3, що коливаються з певною частотою і амплітудою при обертанні заготовки 1 або при її одночасному обертанні і зворотно-поступальному переміщенні.

Суть процесу суперфінішування полягає у мікрорізанні великим числом найдрібніших зерен і їх терті з пластичною деформацією металу. Осциляцією брусків досягається складний рух кожного абразивного зерна по оброблюваній поверхні, що приводить до різання різними гранями зерна.

На відміну від процесу хонінгування, де навантаження на зерна функціонально пов'язане з похибками форми деталі, при суперфінішуванні воно постійне.

Суперфінішування дозволяє отримати шорсткість поверхні R_a = 0,08…0,04 мкм практично без хвилястості та з мінімальною огранкою (0,5 мкм). Припуск на сторону призначається на 10…30% більше висоти початкової шорсткості поверхні R_z. Рекомендації з вибору інструменту і режимів суперфінішування приведені у [1, 21, 30].

13.11.3. Доведення

Доведення є процесом фінішного оброблення високоточних поверхонь деталей (плоских, профільних, сферичних, отворів). У результаті доведення досягається похибка розмірів і форми IT = 0,5…0,1 мкм при шорсткості поверхні R_a = 0,04…0,02 мкм.

Розрізняють два види доведення: вільним абразивом (пастами, суспензіями) і закріпленим (притирами, шаржованими абразивом). Найбільш поширеними матеріалами для притирів є сірий чавун, латунь, мідь.

Операції доведення розділяють на чорнові (IT = 3…5 мкм, R_a = 0,32…0,16 мкм), чистові (IT = 1…2 мкм, R_a = 0,16…0,08 мкм) і тонкі (IT = 0,1…0,5 мкм, R_a = 0,04…0,02 мкм).

Характеристики мікропорошків і паст, рекомендації з вибору режимів доведення приведені у [1, 21, 30]. Термін доведення також уживається для випадку остаточного загострювання різальних кромок інструменту дрібнозернистими алмазними кругами.

13.11.4. Полірування і стрічкове шліфування

Полірування є процесом безрозмірного викінчувального оброблення, призначеним для зниження шорсткості поверхні без виправлення похибок геометричної форми. Як абразивний інструмент при поліруванні використовують еластичні круги (на вулканітовій або полімерній зв'язці, повстяні, фетрові та ін.), абразивні шкурки і стрічки. Пружне закріплення абразивних зерен в інструменті знижує глибину різання, збільшує довжину контакту ріжучих мікрокромок з оброблюваним матеріалом.

При поліруванні еластичними кругами досягається шорсткість поверхні R_a = 1,25…0,025 мкм. У [30] приведені сфери застосування еластичних кругів і абразивних матеріалів для полірування.

Полірування абразивною шкуркою і стрічкою виконується за двома схемах рі-

зання: з високими (10…40 м/с) і з низькими (0,15…1 м/с) швидкостями різання. При високошвидкісному поліруванні використовують абразивні стрічки і гнучкі абразивні обертові диски, що виготовляються з шкурки (пелюсткові круги). Попереднє полірування з великим зніманням металу здійснюється стрічками зернистістю 40…25, що дає шорсткість R_a = 2,5…0,63 мкм. При остаточному поліруванні за допомогою стрічок зернистістю 16…8 забезпечує R_a = 0,63…0,16 мкм, а зернистістю 6…3 – R_a = 0,16…0,04 мкм.

Стрічкове шліфування застосовують для оброблення плоских, циліндричних (зовнішніх і внутрішніх) і складних профільних поверхонь, а також для зняття задирок і підготовки деталей під покриття.

Залежно від вимог до точності деталі і її форми, шліфування стрічкою проводять за двома основними схемами: вільною стрічкою або з підтисканням стрічки до поверхні заготовки (для забезпечення високої точності) за допомогою ролика, жорсткого копіру або пружного елементу.

Рекомендації з вибору інструменту (абразивного, алмазного, кубонітового) і режимів різання приведені у [1, 21, 30].

13.11.5. Віброабразивне оброблення

Віброабразивне оброблення залежно від характеру робочого середовища є процесом механічного або механохімічного знімання металу чи його оксидів з поверхні оброблюваних заготовок абразивними зернами. При зіткненні заготовок з абразивними тілами окрім процесу мікрорізання має місце пластична деформація, що приводить до згладжування мікронерівностей.

При обробленні заготовки і абразивні тіла поміщають у вібруючий контейнер, що здійснює коливання з декількома ступенями свободи. Взаємні переміщення заготовок і абразивного середовища визначають результуючі рухи різання окремих мікрокромок.

Рекомендації з вибору режимів і умов оброблення приведені у [17, 21].

13.11.6. Магнітно-абразивне оброблення

Магнітно-абразивне оброблення – абразивне оброблення, здійснюване при русі заготовки і абразивних зерен один відносно одного у магнітному полі [31]. Одним із її видів є магнітно-абразивне полірування [21]. На рис. 13.16 представлена схема процесу при обробленні циліндричних поверхонь. Оброблювана заготовка 1 розміщена між полюсними наконечниками 2 електромагнітів постійного струму з деяким зазором. У зазор подається феромагнітний абразивний порошок 3. Заготовці надають обертальний рухи. Силами регульованого магнітного поля зерна х зазорах і обробляють поверхню заготовки. У даному функції пружної зв'язки інструменту.

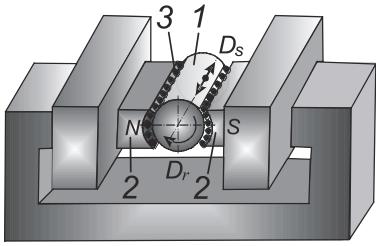


Рисунок 13.16. Схема магнітно-абразивного оброблення

У порівнянні із традиційними методами оброб-

лення продуктивність процесу підвищується у 3…5 разів, витрати на абразивний інструмент знижуються у 2…3 рази і забезпечується одержання шорсткості поверхні R_a = 0,02…0,04 мкм.

13.11.7. Оброблення потоком вільного абразиву

Оброблення потоком (умовно) вільного абразиву засновано на використанні для процесу мікрорізання енергії абразивного середовища. У рух приводять або абразивні частки, або заготовку. При взаємодії з абразивним середовищем оброблювана поверхня піддається абразивному зносу:

• **Струменево-абразивне оброблення**. Потік складається з рідини, повітря і абразивних часток [22]. Струменево-абразивне оброблення застосовують при очищенні заготовок від окалини (піскоструменеве оброблення) і поліруванні;

• **Полірування ущільненим потоком вільного абразиву**. Потік складається з рідини і абразивних часток [21], його ущільнення проводиться дією відцентрових сил;

• **Турбоабразивне оброблення** засноване на використанні техніки псевдозрідження сипких матеріалів у повітряному середовищі. Полягає у створенні абразивного киплячого (псевдозрідженого) шару, в який занурюють оброблювану заготовку, задаючи залежно від її форми різні види рухів (обертальний, планетарний і т. п.);

• **Різання (розкроювання) матеріалів** струменем рідини із введенням абразивних часток.

13.12. Високопродуктивні і комбіновані процеси абразивного оброблення

13.12.1. Глибинне і швидкісне шліфування

Глибинне шліфування. Глибинне шліфування застосовують при обробленні достатньо жорстких заготовок зі зняттям припуску за один прохід. Основну роботу різання виконує забірна частина круга, а калібрувальна тільки зачищає оброблювану поверхню (див.рис.13.2,в). При глибинному шліфуванні лімітуючим чинником є рівень ріжучої здатності абразивних інструментів. Перспективним напрямом вдосконалення процесу є використання спеціальних шліфувальних кругів: високопористих [33] і торцевих багатошарових з шарами, характеристики яких міняються у радіальному і коловому напрямах [26].

Швидкісне шліфування. Ефективність процесу шліфування безпосередньо залежить від швидкості різання. При її підвищенні зменшується товщина шару матеріалу, зрізуваного кожним абразивним зерном, змінюються умови стружкоутворення та інші параметри процесу оброблення.

Високі швидкості різання (60…120 м/с) рекомендуються [37] для збільшення продуктивності процесу шліфування у 2…6 разів при чорновому шліфуванні, коли з поверхні заготовки необхідно зняти великий припуск, а також при обдирному шліфуванні (зачистці) заготовок грубозернистими сегментними кругами на бакелітовій зв'язці. Використання швидкісного шліфування при чистовому і особливо викінчувальному

шкідливу дію підвищеного виділення тепла і рівня вібрацій, притаманних високим швидкостям різання. Одним з таких засобів є використання спеціальних високопористих шліфувальних кругів [33].

13.12.2. Абразивне оброблення з використанням ультразвукових коливань

Абразивне оброблення з використанням ультразвукових коливань здійснюється за достатньо великим числом схем [11, 13]. Розглянемо найбільш вживані способи.

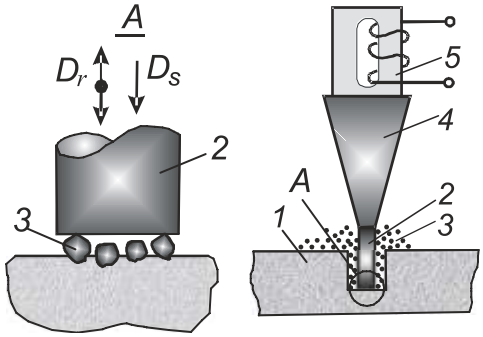


Рисунок 13.17. Схема ультразвукового оброблення

• **Ультразвукове розмірне оброблення** заготовок з твердих крихких матеріалів (скло, кераміка, сигали, надтверді матеріали) алмазно-абразивними зернами, які рухаються під дією інструменту, що вібрує з ультразвуковою частотою. Схема оброблення представлена на рис. 13.17.

Інструмент 2 з'єднаний через хвилевідконцентратор коливань 4 з ультразвуковим перетворювачем 5, що забезпечує ультразвукові коливання D_r його торця з частотою 25…40 кГц. Торець інструменту із м'якого матеріалу підтискається до заготовки 1 з певним зусиллям подачі D_s і, вібруючи, ударяє по зернах суспензії 3, яка заповнює зазор між інструментом і заготовкою. Зерна виколюють невеликі частки матеріалу, продукти оброблення виводяться із зони оброблення разом з суспензією.

• **Інтенсифікація процесів різання** при підведенні вимушених ультразвукових коливань до абразивних інструментів. Спосіб застосовується при шліфуванні, суперфінішуванні, хонінгуванні, доведенні. Він дозволяє підвищити продуктивність процесів і стійкість інструменту.

• **Очищення робочої поверхні шліфувального круга**. Ультразвуковий вібратор розташовують над робочою поверхнею круга. У простір між ними подається рідина, в якій під впливом ультразвуку виникає кавітація. Ефекти кавітації (гідравлічні удари при закритті бульбашок і мікропотоки, що виникають у рідині біля бульбашок) забезпечують інтенсивне очищення робочої поверхні круга від продуктів шліфування.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. На які основні групи діляться абразивні матеріали?
2. Назвіть області раціонального використання абразивних порошків з надтвердих матеріалів.
3. Перерахуйте основні види абразивних інструментів.
4. Чим абразивне оброблення відрізняється від лезового?
5. Як визначається кількість зерен в одиниці об'єму абразивного інструменту?
6. Який вплив чинить кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні абразивного інструменту на процес мікрорізання?
7. Які основні принципи лежать в основі імовірнісного опису будови абразивних ін-

струментів?
8. Перерахуйте основні види шліфування.
9. Як дуга контакту зерна із заготовкою залежить від виду шліфування?
10. Вкажіть миттєві параметри зрізуваного шару при шліфуванні.
11. Оцінити вплив параметрів зрізуваного шару одним абразивним зерном на процес шліфування.
12. Як зв'язані між собою сили різання і потужність при шліфуванні?
13. Назвіть особливості теплових явищ при шліфуванні.
14. Які основні шляхи регулювання теплових процесів ви знаєте?
15. У чому полягають основні особливості процесу алмазного шліфування?
16. Які види зносу абразивних зерен ви знаєте?
17. Назвіть переваги і недоліки роботи шліфувальних кругів у режимах затуплення і самозагострювання.
18. Виконайте порівняльний аналіз безалмазної і алмазної правки шліфувальних кругів.
19. Як забезпечити високу працездатність шліфувальних кругів?
20. У чому полягають особливості призначення режимів різання при шліфуванні?
21. Назвіть основні методи викінчувально-абразивного оброблення і дайте короткий аналіз їх відзнак.
22. Дайте порівняльний аналіз методів викінчувально-абразивного оброблення закріпленими і вільними зернами?
23. Яка принципова різниця між шліфуванням і поліруванням?
24. Назвіть різницю між глибинним і швидкісним шліфуванням.
25. Назвіть області ефективного використання ультразвукових коливань при абразивному обробленні.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 13

1. Абразивная и алмазная обработка материалов : справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов / А.К. Байкалов. – К. : Наукова думка, 1978. – 207 с.
3. Семко М.Ф. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М.Ф. Семко, Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко и др. – К. : Вища школа, 1979. – 232 с.
4. Грабченко А.И. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования : учебн. пособие / А.И. Грабченко, В.Л. Доброскок, В.А. Федорович. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с.
5. Доброскок В.Л. Трансформация статистических характеристик рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов при износе зерен / В.Л. Доброскок, Я.Н. Гаращенко // Наука і освіта : зб. наук. праць. – Харків : НТУ «ХПІ», 2004. – С. 83–98.
6. Доброскок В.Л. Определение параметров распределения размеров зерен для абразивно-алмазных порошков по ГОСТ и ДСТУ / В.Л. Доброскок, Я.Н. Гаращенко, Н.Ф. Наконечный // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Харків : НТУ «ХПІ», 2003. – № 8, Т. 1. – С. 71–86.
7. Инструменты из сверхтвердых материалов : учебное пособие / Под ред. Н.В. Новикова. – К. : ИСМ НАНУ, 2002. – 528 с.

8. Королев А.В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки : в 2 ч./ А.В. Королев, Ю.К. Новоселов : – Ч.1 : Состояние рабочей поверхности инструмента. – Саратов : Сарат. ун-т, 1987. – 160 с.
9. Королев А.В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки : в 2 ч./ А.В. Королев, Ю.К. Новоселов : – Ч.2: Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. – Саратов : Сарат. ун-т, 1989. – 160 с.
10. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
11. Кумабэ Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ ; пер. с яп. С.Л. Масленникова ; под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.
12. Лавриненко В.И. Модели формы зерен НТМ / В.И. Лавриненко, А.А. Шепелев, Г.А. Петасюк // Сверхтвердые материалы. – 1994. – № 5. – С. 18–21.
13. Марков И.А. Ультразвуковая обработка материалов / И.А. Марков. – М. : Машиностроение, 1980. – 237 с.
14. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 320 с.
15. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов : Саратовский ун-т, 1979. – 232 с.
16. Новоселов Ю.К. Механика шлифования / Ю.К. Новоселов // Теоретико-вероятностные модели. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : В 10 т. / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Т.4 : Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – С. 148–209.
17. Обработка деталей свободным абразивом в вибрирующих резервуарах / Карташов И.Н. и др. – К. : Вища школа, 1975. – 188 с.
18. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. Часть 3 : Протяжные, шлифовальные и доводочные станки. – М. : Центральное бюро нормативов по труду, 1978. – 260 с.
19. Основы проектирования и технология изготовления абразивного и алмазного инструмента / Под. ред. В.Н. Бакуля. – М. : Машиностроение, 1975. – 296 с.
20. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования / В.И. Островский. – Л. : Ленингр. ун-т, 1981. – 144 с.
21. Отделочно-абразивные методы обработки : справ. пособие / Л.М. Кожуро, А.А. Панов, Э.Б. Пономарева, П.С. Чистосердов ; под общ. ред. П.С. Чистосердова. – Мн. : Выш. шк., 1983. – 287 с.
22. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка / А.Е. Проволоцкий // Теоретико-вероятностные модели. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : В 10 т. / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Т.4 : Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – С. 329–370.
23. Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении : уч. пособие / Под. ред. А.И. Грабченко. – Харьков : ХГПУ, 1999. – 436 с.
24. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 288 с.
25. Романов В.Ф. Технология алмазной правки шлифовальных кругов / В.Ф. Романов, В.В. Абакян. – М. : Машиностроение, 1980. – 118 с.
26. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография в 6 т. / Под общ.

ред. Н.В. Новикова. – Киев : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ "АЛКОН" НАНУ, 2007. – Т. 6 : Алмазно-абразивный инструмент в технологиях обработки / Под ред. А.А. Шепелева. – 340 с.
27. Семко М.Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / М.Ф. Семко, А.И. Грабченко, М.Г. Ходоревский. – Харьков : Вища школа, 1980. – 192 с.
28. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 167 с.
29. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко, А.В. Онишко, А.К. Сергеев ; под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л. : Машиностроение, 1987. – 846 с.
30. Справочник по обработке металлов резанием / Ф.Н. Абрамов, В.В. Коваленко, В.Е. Любимов и др. – К. : Техніка, 1983. – 239 с.
31. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Г.Л. Амитан, И.А. Байсупов, Ю.М. Барон и др. ; под общ. ред. В.А. Волосатова. – Л. : Машиностроение, 1988. – 719 с.
32. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
33. Старков В.К. Шлифование высокопористыми кругами / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.
34. Точность производства в машиностроении и приборостроении / Под ред. А.И. Гаврилова. – М. : Машиностроение, 1973. – 567 с.
35. Узунян М.Д. Абразивная обработка материалов : конспект лекций [по курсу "Теория резания материалов"] / М.Д. Узунян. – Харьков : ХПИ, 1993. – 88 с.
36. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М.Д. Узунян. – Харків : НТУ «ХПІ», 2003. – 359 с.
37. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, 1979. – 248 с.
38. Чеповецкий И.Х. Механика контактного взаимодействия при алмазной обработке / И.Х. Чеповецкий. – К. : Наукова думка, 1978. – 228 с.
39. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 176 с.
40. Ящерицын П.И. Теория резания : учебник / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – Мн. : Новое знание, 2006. – 512 с.

РОЗДІЛ 14. ОБРОБЛЮВАНІСТЬ МАТЕРІАЛІВ РІЗАННЯМ

14.1. Основні характеристики оброблюваності та методи їх визначення

Серед ряду технологічних властивостей матеріалів, як то: ковкість, ливарні властивості, зварюваність – особливе місце займає оброблюваність різанням, тому що саме цей вид оброблення надає заготовці остаточну форму і властивості деталі. **Під оброблюваністю матеріалів у широкому сенсі цього слова розуміють здатність матеріалів піддаватися різанню за рядом технологічних показників.** До таких показників найчастіше відносять [2]:

- сили різання і споживана потужність;
- легкість ламання і відводу стружки;
- властивості поверхневого шару обробленої поверхні: шорсткість, степінь і глибина наклепу, напружений стан та інші;
- стираюча (зношувальна) здатність матеріалу, що впливає на легкість одержання необхідної точності оброблення при чистових і оздоблювальних операціях;
- допустима швидкість різання, що відповідає обраному критерію, наприклад:
  - заданому періоду стійкості T при зношуванні інструмента до прийнятого критерію затуплення. Наприклад, V_{60}, V_{120}.
  - найменшій інтенсивності зношування інструмента і найменшому відносному поверхневому зношуванню, так називана – оптимальна швидкість різання V_0 [4, 6];
  - найменшій собівартості або найбільшій продуктивності оброблення (економічна швидкість різання V_e).

Залежно від виду і характеру оброблення ті або інші технологічні показники стають визначальними [2], а інші – менш важливими:

Чорнове оброблення	Чистове оброблення	Оброблення на автоматизованому обладнанні
1. Продуктивність і собівартість оброблення	1. Продуктивність і собівартість оброблення	1. Продуктивність і собівартість оброблення
2. Стійкість інструмента	2. Шорсткість і властивості обробленої поверхні	2. Легкість стружколамання і видалення стружки із зони різання
3. Сили різання і споживана потужність	3. Легкість стружколамання і видалення стружки із зони різання	3. Шорсткість і властивості обробленої поверхні
4. Легкість стружколамання і видалення стружки із зони різання	4. Стійкість інструмента	4. Стійкість інструмента
5. Шорсткість і властивості обробленої поверхні	5. Сили різання і споживана потужність	5. Сили різання і споживана потужність

Оброблюваність може сильно відрізнятися для таких різнорідних процесів, як обточування різцями, зубодовбання, фрезерування, протягування і т.п. Таким чином, не можна говорити про оброблюваність у широкому значенні без конкретної вказівки

про те, який показник цього комплексного поняття мається на увазі і які особливості конкретної операції.

Оскільки продуктивність і собівартість оброблення залежать головним чином від допустимої швидкості різання, то для будь-якого виду і характеру оброблення основним показником оброблюваності є швидкість різання, величина якої визначається зношувальною дією, що створює оброблюваний матеріал на контактних поверхнях інструмента. **Тому у вузькому розумінні оброблюваність матеріалів характеризується допустимою швидкістю різання.** Уважають, що кращу оброблюваність має той матеріал, що за інших рівних умов допускає більш високу швидкість різання. Кількісно оброблюваність випробовуваного матеріалу оцінюють коефіцієнтом оброблюваності K_o, що представляє собою відношення допустимої швидкості різання при обробленні випробуваного матеріалу (для Т=60 хв.) до швидкості різання, що допускається матеріалом, прийнятим за еталонний.

$$K_o = \frac{V_{60\text{випр.}}}{V_{60\text{ет}}}, \qquad (14.1)$$

Зазвичай, за еталон береться сталь 45 (R_m =750 МПа, НВ 190…220) зі структурою: перліт із пластинчастим графітом. Якщо коефіцієнт оброблюваності більше одиниці, то даний матеріал обробляється краще, ніж еталонний, а якщо менше одиниці – то гірше.

У деяких випадках матеріали групують за подібними ознаками. Тоді еталонний матеріал призначається для кожної групи. У більшості випадків розглядають наступні групи матеріалів:

- конструкційні вуглецеві, леговані та інструментальні сталі: еталонний матеріал – сталь 45 (R_m =750 МПа, НВ 190…220);
- сірі чавуни: еталонний матеріал – чавун із твердістю НВ 190;
- ковкі чавуни: еталонний матеріал – чавун із твердістю НВ 150;
- нержавіючі, жаростійкі і жароміцні сталі та сплави (важкооброблювані): еталонний матеріал – сталь 12Х18Н9Т із твердістю НВ 150;
- титанові сплави;
- кольорові метали (алюмінієві і мідні сплави);
- пластмаси та інші неметалічні матеріали.

14.2. Методи визначення оброблюваності

На сьогодні розроблені різні способи оцінки оброблюваності. Умовно їх можна поділити на три основні групи.

До **першої групи**, насамперед треба віднести «класичний» спосіб. Він полягає у визначенні стійкісної залежності $V = f(T)$ (див. формулу 7.11) для випробовуваного матеріалу. Після цього, задавшись певним періодом стійкості, наприклад, T=60 хв., можна знайти відповідну йому швидкість різання $V_{60\text{випр.}}$, а з довідника – $V_{60\text{ет}}$ і за формулою (14.1) визначити коефіцієнт оброблюваності.

Даний спосіб найбільше точно і об'єктивно відбиває вплив оброблюваного матеріалу на інтенсивність зношування інструмента, однак він дуже трудомісткий і вимагає великої витрати оброблюваного матеріалу та інструментів. Тому зараз розроблені прискорені способи визначення оброблюваності.

Ряд з них основані на постійному збільшенні швидкості різання у межах робочого ходу. Найпоширеніший (при наявності відповідних заготовок) **спосіб торцевого обточування** [1]: диск, виготовлений з випробуваного матеріалу, обточують на токарному верстаті по торцю від центра до периферії із постійною частотою обертання (рис. 14.1). Різець переміщається з подачею S = 0,3 мм/об. По мірі руху різця швидкість різання постійно зростає за лінійним законом і при якійсь швидкості V_3, що відповідає діаметру затуплення D_3, різець внаслідок зношування виходить із ладу. Це супроводжується різким свистом і майже миттєвим зменшенням глибини різання. Число обертів, з яким обертається диск, має бути таким, щоб діаметр затуплення D_3 був більше $2D_0$ і менше максимального діаметру диска. Чим краще оброблюваність матеріалу, тим більше буде діаметр затуплення D_3 і відповідна йому швидкість різання V_3. Виконуючи обточування двох дисків: з еталонного матеріалу і випробовуваного, знаходять швидкості різання для моменту затуплення $V_{Зет}$ і $V_{Звипр.}$, по яких і роблять висновок про відносну оброблюваність.

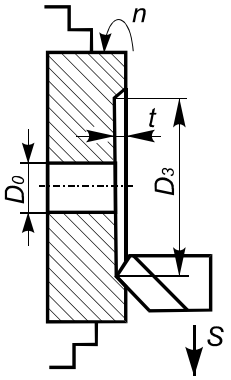


Рисунок 14.1. Схема торцевого обточування

Крім якісної оцінки оброблюваності метод торцевого обточування дозволяє знайти значення параметрів стійкісної залежності (7.11), однак точність такої формули невелика [1].

Метод торцевого обточування дуже простий, не вимагає великих витрат часу на проведення дослідів і може бути легко здійснений не тільки у лабораторії, але і у виробничих умовах. Однак, внаслідок властивих йому недоліків він може бути визнаний тільки як наближений. При порівняльних випробуваннях оброблюваності метод торцевого обточування дає задовільні результати, тому що похибки методу приводять до однакових помилок при різанні обох випробуваних матеріалів

Близькими до способу торцевого обточування є: поздовжнє обточування заготовок ступінчастої або конічної форми, а також обточування циліндричних заготовок з монотонно зростаючим числом обертів шпинделя [10]. До цієї ж групи відноситься метод А. С. Кондратова [1], заснований на положенні, що інтенсивність зношування різця на ділянці сталого зношування (див. рис.7.17) мало залежить від самої величини зношування. Суть методу полягає у наступному:

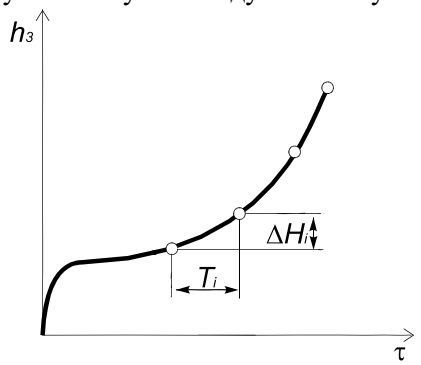


Рисунок 14.2. Крива зношування при різанні зі змінною швидкістю

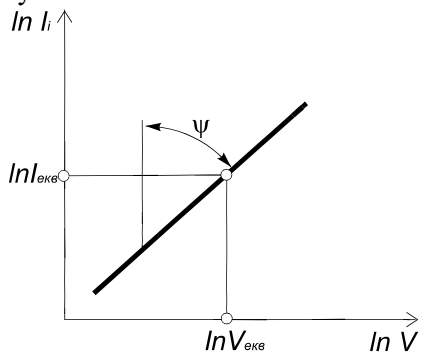


Рисунок 14.3. Залежність інтенсивності зношування від швидкості різання

1. Виконують процес різання заготовки з випробовуваного матеріалу при постійних t і S та з періодично зростаючою швидкістю, V_1, V_2, V_3 ... V_n. При цьому фіксують час роботи T_i на кожній швидкості V_i, приріст зношування Δh_i та інтенсивність зношування $I_i = \Delta h_i / T_i$ інструмента (рис. 14.2).

2. Будують у подвійних логарифмічних координатах графік залежності $ln\, I_i - ln V_i$ (рис. 14.3), тангенс кута нахилу якого до вертикальної осі буде показником степеню стійкісної залежності (7.11):

$$tg\,\psi = m.$$

3. Знаходять еквівалентну інтенсивність зношування $I_{екв}$, що мав би інструмент, якби він працював з деякою постійною швидкістю і досяг би такого ж кінцевого зношування:

$$I_{екв} = \frac{\sum \Delta h_i}{\sum T_i} = \frac{h_\Sigma}{T_\Sigma}$$

і відповідну їй швидкість $V_{екв}$ із графіка (див. рис. 14.3).

4. Знаходиться параметр C стійкісної залежності для випробовуваного матеріалу і $V_{60 вип}$ для Т=60 хв.

Так як $V_{екв} = \frac{C}{T_\Sigma^m}$, а $T_\Sigma = \sum T_i$, то $C = V_{екв} \cdot (\sum T_i)^m$; $C = V_{екв} \cdot T_\Sigma^m$.

Метод дає добру точність при різанні твердосплавними різцями і у 6...10 разів скорочує час дослідів у порівнянні із класичним методом. Однак, виходячи із сучасних поглядів на процес зношування, інтенсивність зношування на кожній ділянці не є величина постійна, оскільки у перші моменти часу зношуються шари, структура яких сформувалася умовами попередньої швидкості [11]. І лише після її зношування утвориться нова структура, характерна для даної швидкості різання, що зношується з відносно постійною інтенсивністю.

У **другій групі способів** оцінки оброблюваності аналізується її зв'язок із фізичними параметрами процесу різання (сили різання, рівень температур у зоні різання (або термо-ЕРС), кут зсуву, кут тертя, усадка стружки та ін.). Найчастіше цими способами встановлюється рівень оптимальної швидкості різання [6]. Різними авторами ця швидкість визначається за моментом стабілізації сили різання P_z при зростанні швидкості різання [4]; моменту досягнення сили різання $P_z = (0{,}7...0{,}9) P_{z max}$ на правій гілці кривої $P_z = f(V)$ [12]; за величиною оптимальної температури різання або ТЕРС [6]; за наявністю мінімуму у залежності довжини пластичної зони на передній поверхні від швидкості різання [13] та ін.

Використання відомостей про фізичні і механічні властивості матеріалів у **третій групі способів** оцінки оброблюваності є перспективним напрямком. Загальною перевагою таких способів є істотне зниження трудомісткості і витрат оброблюваного матеріалу, а як аналізовані параметри використовуються: температури максимального електроопору, провалу пластичності, структурно-фазового перетворення α–заліза у γ–залізо, магнітна проникність, коерцитивна сила, коефіцієнт внутрішнього тертя, опір впровадженню інденторів та ін. [2].

Всі розглянуті вище способи визначення оброблюваності можна ефективно за-

стосовувати в умовах лабораторії. У виробничих же умовах перша група способів використовується мало через складність визначення інтенсивності зношування, і тим більше – розрахунків. Друга і третя групи цілком прийнятні при роботі на обладнанні гнучких автоматизованих виробництв. Якщо у пам'ять системи ЧПК або блоку порівняння закласти відомості про еталонний показник оброблюваності, то за результатами оброблення конкретної деталі буде змінюватися режим різання. При використанні третьої групи способів необхідний вхідний контроль на завантажувальній позиції.

14.3. Основні фактори, що впливають на оброблюваність матеріалів різанням і способи її поліпшення

14.3.1. Введення спеціальних добавок на етапі металургійного виробництва

Одним з методів поліпшення оброблюваності є надання оброблюваному матеріалу спеціальних властивостей під час його виплавки – **металургійний метод**.

Хімічні елементи, що входять до складу сучасних конструкційних матеріалів, за силою їхнього впливу на оброблюваність можна умовно розділити на три групи [17]. Для сталей на феритній основі у першу групу, що найбільше сильно впливають, входять вуглець і кремній. Сильніше всього погіршує оброблюваність збільшення вмісту вуглецю до 0,5%. Подальший ріст його концентрації на оброблюваність матеріалів не впливає.

У другу групу, що чинить значно менший вплив на погіршення оброблюваності, входять у порядку зменшення степеню впливу хром, вольфрам, ванадій і молібден. У третю групу, що практично не впливає на оброблюваність, входять марганець і нікель.

Для сталей і сплавів, що мають аустенітну і хромонікелеву основу, у першу групу входить вуглець, збільшення вмісту якого постійно погіршує оброблюваність, алюміній, титан і кремній; у другу – молібден, кобальт, марганець, хром і вольфрам; у третю – нікель, ніобій і ванадій.

Поліпшення оброблюваності сталей досягається введенням при плавленні або литві різних додаткових хімічних елементів або хімічних сполук (присадок) створених спеціально для цієї цілі [16]. Відомі два механізми дії присадок, що сприяють поліпшенню оброблюваності. У першому випадку знижується коефіцієнт тертя на контактних площадках та інтенсивність зношування, оскільки присадки утворюють у металі тверді мастильні речовини (сульфіди, селеніди, сульфоселеніди та ін.). У другому – присадки, будучи концентраторами напружень, сприяють окрихченню оброблюваного матеріалу, знижують сили різання і рівень температур.

Найбільш характерними присадками є елементи, що належать до VI групи таблиці Д. І. Менделєєва – сірка, селен, телур, що утворюють у сталі неметалічні включення, а також свинець. Використання цих присадок привело до створення цілого класу сталей, які одержали назву автоматних або легкооброблюваних сталей. Прикладом можуть служити автоматні сталі із підвищеним вмістом сірки (А11...А35), сірки і фосфору (А12), сірки і свинцю (АС14). Свинець в останньому випадку присутній у сталі у двох модифікаціях: у вигляді дрібних відокремлених часток, довільно розташованих у матриці металу, і у вигляді комплексних сполук MnS–Pb. Свинець характеризується низькою температурою плавлення, тому, крім окрихчуючої дії, він може створювати

на площадках контакту рідку плівку. Установлено, що для різкого зниження схильності до схоплювання поверхонь досить утворення плівки товщиною близько 2 мкм [2].

При обробленні автоматних сталей стійкість твердосплавного інструмента підвищується до 5 разів, поліпшується стружколамання. Однак широко відомо, що збільшення вмісту сірки понад 0,04% значно знижує фізико-механічні властивості сталей: підвищується холодноламкість, різко проявляється анізотропія втомної міцності, знижуються ударна в'язкість, пластичність тощо. Тому автоматні сталі застосовують тільки при виготовленні маловідповідальних деталей.

Дослідження, проведені останнім часом [14], показали, що введення у сталі незначних присадок селену, телуру, вісмуту і свинцю, з одного боку, різко поліпшує оброблюваність цих сталей, а з іншого – фактично не впливає на їхні фізико-механічні властивості. Ця технологія називається **мікролегуванням**. Під дією температур на передній поверхні інструмента відбувається виплавлення легкоплавких присадок, створюється змащення, що і приводить до зниження коефіцієнта тертя на контактних площадках та інтенсивності зношування (рис.14.4).

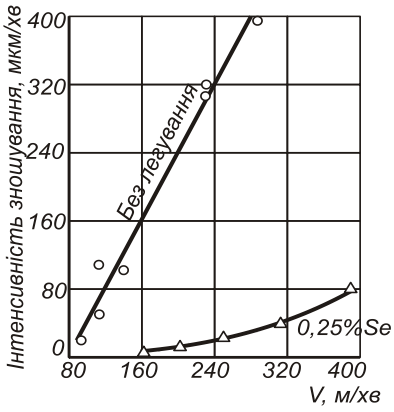


Рисунок 14.4. Вплив мікролегування оброблюваного матеріалу на інтенсивність зношування твердосплавного інструмента (Т5К10) при обточуванні сталі 1Х18Н9Т [14]

Ефективність присадок залежить від їхнього виду, фізико-механічних властивостей оброблюваної сталі та інструментального матеріалу. Найкращий ефект виходить при введенні добавок у високопластичні сталі, схильні до адгезії. Так при обробленні в'язкої і пластичної сталі 1Х18Н10Т (відносне видовження A=50%) добавка 0,2% селену дозволяє збільшити швидкість різання при постійній стійкості у 3,9 рази, тоді як для сталі У10А (A =5%) – тільки у 1,4 рази. При обточуванні швидкорізальним інструментом кращі результати виходять на сталях, легованих свинцем [14].

Оптимальним варіантом мікролегування слід вважати вміст присадок у межах 0,1–0,15%. Подальше ріст їхнього вмісту не дає значного приросту швидкості різання, але різко збільшує анізотропію пластичних і в'язких властивостей і помітно збільшується ціна цих сталей. Дослідження також показали, що введення вищевказаних присадок не в оброблюваний матеріал, а в інструментальний (Р18+0,12Se) дозволяє збільшити стійкість різального інструменту у 1,5–1,6 рази і різко поліпшує його шліфуємість.

Відомі дослідження [18], де оброблюваність поліпшується введенням у зону різання атомарного водню із насиченого ним інструмента або його покриття. Водень виконує розклинюючу і окрихчуючу дії, поліпшуючи контактні показники процесу різання.

Поліпшення оброблюваності сталей можливо одержати за рахунок зміни морфології неметалічних включень, використовуючи при плавці і литві такий етап виплавки сталі, як розкислення силікокальцієм SiCa, кремнієм, алюмінієм, марганцем. У структуру таких сталей входять силікати або алюмінати кальцію у сульфідній оболонці, що різко знижує зношування інструмента. За даними роботи [15] при різанні цих сталей зменшуються степені деформації металу стружки, сили різання, температури, а стійкість інструмента підвищується у 3–4 рази. Такі сталі успішно застосовуються в

автомобільній промисловості (АЦ25ХГТ (замість 25ХГТ), АЦ40ХМ (замість 40ХМ) та ін.).

14.3.2. Зміна структури матеріалів термічним обробленням

Установлено, що для кожного металу має місце певна мікроструктура і рівень механічних властивостей, що забезпечують його найкращу оброблюваність різанням. Відповідно можна підібрати види термооброблення і їхні режими, що дозволяють одержати шукані стани металів. Так, є наступні рекомендації з оптимальної (з погляду оброблюваності) мікроструктури [2, 15, 17]:

- для маловуглецевих сталей (С < 0,3%) – пластинчастий перліт і ферит;
- для сталей із середнім вмістом вуглецю (С = 0,35...0,55%) – пластинчастий перліт і ферит у вигляді сітки або невеликих зерен;
- для високовуглецевих конструкційних (С > 0,55%) та інструментальних сталей – зернистий перліт;
- оброблюваність чавуну можна поліпшити графітизуючим або сфероїдизуючим відпалом, що виключає появу сітки карбідів і забезпечує округлу форму зерен;
- для сплавів на хромонікелевій основі рекомендується використовувати подвійне загартування із наступним високотемпературним старінням.

Відомо, що і структура матеріалу, і його хімічний склад безпосередньо впливають на його механічні властивості. Тому у загальному випадку можна вважати, що існує тільки опосередкований зв'язок між оброблюваністю і механічними властивостями металів, оскільки вони пов'язані з основними факторами, що виникають при знятті стружки і обумовлюють інтенсивність зношування різальних інструментів, а саме – зі стираючою здатністю оброблюваного матеріалу і температурою різання.

Не дивлячись на це, на практиці часто користуються такими наближеними залежностями між коефіцієнтом оброблюваності і механічними властивостей металів: $K_{\text{м}} = K_{\text{о}} = \left(\frac{750}{R_m}\right)^{n_V}$ – для конструкційних сталей; $K_{\text{м}} = K_{\text{о}} = \left(\frac{180}{\text{НВ}}\right)^{n_V}$ – для сірих чавунів; $K_{\text{м}} = K_{\text{о}} = \left(\frac{150}{\text{НВ}}\right)^{n_V}$ – для ковких чавунів, де n_V — показник, що характеризує інтенсивність впливу границі міцності або твердості на коефіцієнт оброблюваності або на $V_{60\text{випр}}$.

14.3.3. Застосування мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ

Технологічне середовище у вигляді рідини, струменя газу або твердого змащення, що подається у зону різання, знижує температуру у цій зоні, сили тертя на площадках контакту, розклинює мікротріщини, окрихчуючи метал у зоні пластичної деформації і т.п. Правильно підбираючи склад технологічного середовища, можна різко знизити інтенсивність зношування і поліпшити якість обробленої поверхні. Детальні відомості про механізми дії МОТС і рекомендації з їхнього вибору залежно від оброблюваного матеріалу і умов оброблення наведені раніше у розділі 12.

До цієї ж категорії варто віднести оброблення різанням з низькотемпературним охолодженням заготовки або інструмента рідкими або газоподібними середовищами з температурою значно нижчою нуля градусів. Це може бути повітряно-емульсійна суміш (–12°С), повітря (–10°С), рідкий азот (–196°С). Підвищення оброблюваності є результатом відводу тепла із зони різання і зміни механічних властивостей металу при низьких температурах – підвищення його крихкості, зниження пластичності. Це дозволяє знизити температуру різання на 20–100°С та істотно підвищити стійкість різального інструменту (в 2–6 разів). Найбільш ефективним є внутрішнє охолодження інструмента [7].

14.3.4. Уведення в зону різання додаткової енергії

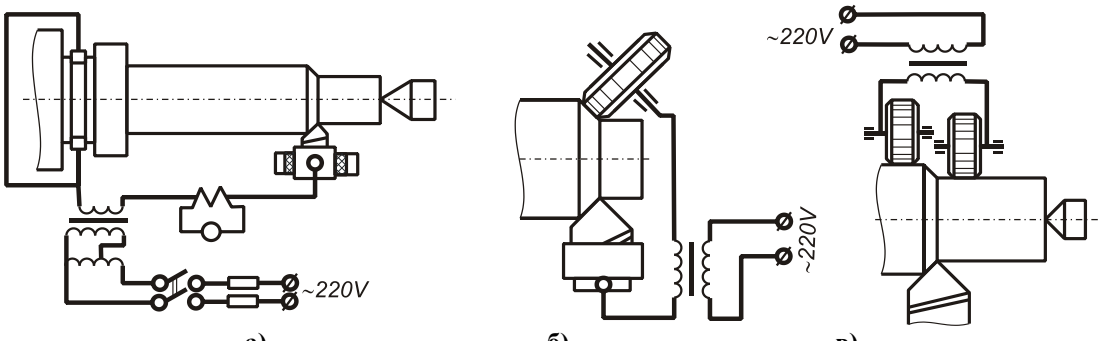
14.3.4.1. Різання із попереднім підігрівом оброблюваного металу

Одним з ефективних методів поліпшення оброблюваності різанням саме важкооброблюваних металів є їх попередній підігрів. У результаті нагрівання змінюються фізико-механічні властивості оброблюваного металу: зменшуються границя міцності і границя текучості, підвищуються пластичні властивості, ударна в'язкість [5, 19] і як наслідок – відбувається зменшення сил і роботи різання, збільшення періоду стійкості інструмента. Існують наступні обмеження щодо температури нагрівання:

- різання з підігрівом дає позитивний ефект тільки у тих випадках, коли зміцнення оброблюваного матеріалу превалює над зміцненням робочих поверхонь інструмента у процесі різання;
- внаслідок нагрівання збільшується дифузійне зношування інструмента.

Різання з нагріванням зрізуваного шару заготовки може здійснюватися як за схемою послідовних впливів: теплового і механічного, так і за схемою паралельних впливів обох факторів. У першому випадку попередньо нагрівається або вся заготовка (у печах чи шляхом використання тепла попередньої операції: литва, прокатки, штампування, наплавлення зносостійкого шару металу), або тільки поверхневий шар заготовки (застосовують індукційне нагрівання СВЧ, інфрачервоне випромінювання, електродугове нагрівання, вплив струменя плазми або променями лазера).

У другому випадку паралельно із процесом різання через зону різання пропускають електричний струм, у результаті чого відбувається розігрів зони контакту стружки з передньою поверхнею інструмента (рис.14.5, а,б), або зрізуваного шару безпосередньо перед різальним інструментом (рис.14.5,в).



а) **б)** **в)**

Рисунок 14.5. Схеми оброблення з електроконтактним підігрівом зони різання

Позитивний результат застосування методу підігріву має місце при обробленні нержавіючих, жароміцних сталей, титанових сплавів, спеціальних чавунів при порівняно невисоких швидкостях різання і при великих перетинах зрізуваного шару [5]. Чим вище швидкість різання, тим менше оптимальна температура підігріву (менше сила струму). Так, при фрезеруванні сталі 1Х18Н9Т при V=375 м/хв. – $\theta°_{\text{під.опт.}}$=230°С, при V=190 м/хв. – $\theta°_{\text{під.опт.}}$=500°С.

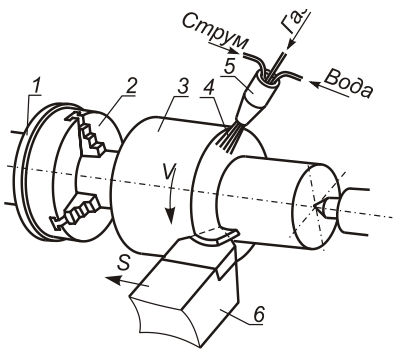


Рисунок 14.6. Схема оброблення із плазмовим нагріванням зрізуваного шару [19]

В останні роки широке поширення одержує різання із плазмовим нагріванням (рис.14.6) [19]. Його перевагами є можливість погодженого впливу струменя плазми 4 плазмотрону 5 і різального інструменту 6 на матеріал зрізуваного шару заготовки 3.

У цілому застосування методу попереднього підігріву дозволяє збільшити стійкість інструмента у 4–40 разів, поліпшити якість обробленої поверхні.

14.3.4.2. Введення у зону різання додаткових вимушених коливань (вібраційне різання)

Вібраційне різання полягає у тім, що у звичайно прийняту кінематичну схему оброблення на даній операції привноситься додаткова механічна енергія коливального руху інструмента, або (рідше) заготовки (рис.14.7). Стабільне вібраційне різання може відбуватися із частотою, близькою до частоти власних коливань верстата – (звичайно 200...1000 Гц) або інструмента (зазвичай 1...10 кГц). Практично застосовуються два види цього процесу [20]:

1) оброблення з накладенням коливань низької частоти (до 200 Гц), метою якого є подрібнення стружки;
2) оброблення з накладенням коливань малої амплітуди (A=5...10мкм) і ультразвукової частоти (f=15...50 кГц), які часто впливають на фізичний механізм різання і приводять до поліпшення оброблюваності.

Взагалі можна говорити як про позитивний, так і негативний вплив коливань на процес різання. З одного боку – автоколивання верстата приводять до швидкого зношування інструмента, підвищення шорсткості і хвилястості поверхні, погіршенню точності. З іншого боку – стає можливим підняти продуктивність дуже складних видів оброблення важкооброблюваних матеріалів – свердління, розсвердлення, нарізання глухих різьб малого діаметра та ін..

При вібраційному різанні значно підвищується ефективність застосування МОТС, що пояснюється інтенсифікацією капілярного ефекту і кращим проникненням МОТС у зону різання

Напрямок коливань може збігатися із одним з рухів різання, або бути складеним – додаванням коливань у двох напрямках.

Коливання ріжучої частини у напрямку вектора V (тангенціальні коливання, див. рис. 14.7) є причиною зміни швидкості різання. З погляду стабільності відділення стружки важливо дотримувати співвідношення між швидкістю різання і швидкістю

синусоїдальних коливань $V < 2\pi Af$.

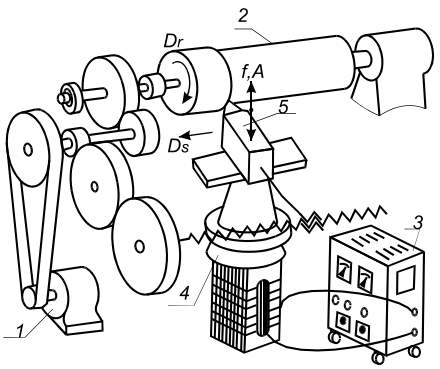


Рисунок 14.7. Схема обточування з накладеними тангенціальними коливаннями інструмента [22]: *1– двигун; 2– заготовка; 3 – УЗ генератор; 4– магнітострикторр; 5 – різець*

У випадку збудження штучних коливань малої амплітуди A=1...10 мкм зменшується наріст через проникнення у зону контакту зовнішнього середовища, знижується степінь деформації стружки і зміцнення поверхні, зменшуються величини складових сили різання, змінюється монотонний характер розділення матеріалу і умови тертя на пірізцевій стороні стружки. Отримані фізичні ефекти приводять насамперед до збільшення періоду стійкості інструмента, поліпшенню якості поверхні, зниження потужності різання і росту динамічної стабільності системи ВПІЗ [22].

На рис.14.8 показано пристрій для вібраційного свердління, у якому свердлу 1 і шпинделю 2 надаються тангенціальні коливання за допомогою магнітострикційного збудника 3.

При тангенціальних коливаннях стійкість твердосплавного інструмента зростає у 1,8–2 рази, а швидкорізального – знижується у всьому діапазоні амплітуд. Сили різання і коефіцієнт тертя знижуються тим сильніше, чим менше швидкість різання.

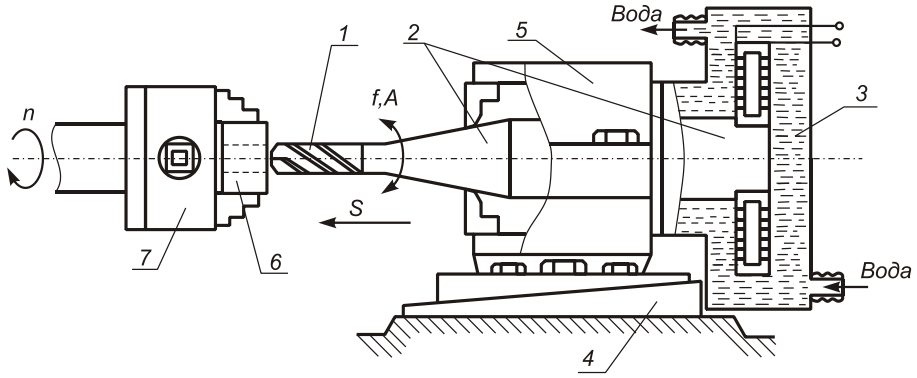


Рисунок 14.8. Схема вібраційного свердління отвору малого діаметра [22]

Коливання, накладені на рух подачі, завдяки періодичному зменшенню товщини стружки, сприяють кращому стружколоманню. Ефект подрібнення стружки досягається при обточуванні, коли частота вимушених осьових коливань становить 5...10% частоти обертів заготовки [7, 21].

Накладення коливань у нормальному (до обробленої поверхні) напрямку служить причиною зміни глибини різання і приводить до збільшення хвилястості поверхні, тому практично не застосовується.

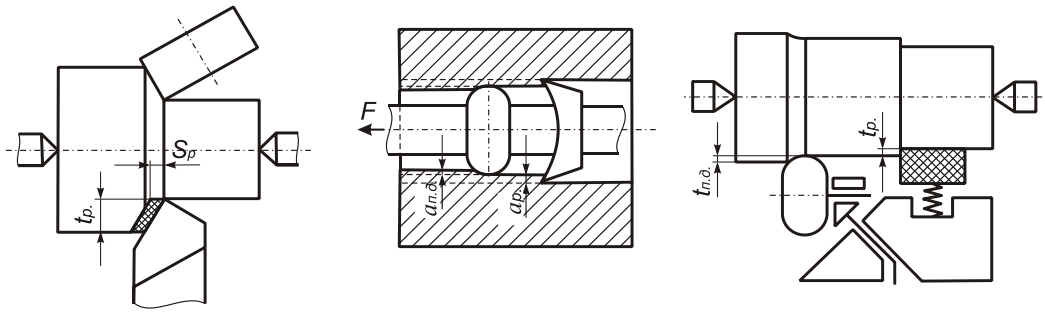
Дослідженнями доведена ефективність використання ультразвукових коливань при обробленні міцних і в'язких матеріалів, схильних до наростоутворення. Наприклад, накладення коливань амплітудою 3,5 мкм, f =18...44 кГц при нарізанні різі М1...М10 робить можливим оброблення жаростійких сталей, сплавів титану і міді, приводить до зменшення сили різання і моменту різання на 25...30%, підвищенню пе-

ріоду стійкості інструмента. При шліфуванні з використанням емульсії – застосування коливань запобігає залипанню стружки.

14.3.4.3. Різання з попереднім пластичним деформуванням (ППД)

У цьому способі частина роботи пластичної деформації по перетворенню зрізуваного шару у стружку покладається на додатковий пристрій: ролик, вигладжувач протяжки і т.п. Отже різальним інструментом виконується не вся робота, а тільки її частина. Крім того, попереднє пластичне деформування вичерпує запас пластичності матеріалу і змінює його фізичні та механічні властивості. Це забезпечує зниження сили і температури різання, а, отже, підвищує стійкість інструмента, продуктивність оброблення та якість поверхні.

Як правило, пластична дія може відбуватися або по поверхні різання (рис. 14.9,а), або по оброблюваній поверхні (рис. 14.9, б, в).



а) **б)** **в)**

Рисунок 14.9. Приклади застосування ППД для операцій обточування (а), протягування (б) і шліфування (в)

Застосування ППД особливо рекомендується, коли оброблюваний матеріал має низьку границю пластичності під час розтягу, наприклад корозійностійка сталь 1Х18Н9Т, що, маючи аустенітну структуру, показує високу схильність до зміцнення після оброблення. У більшості випадків ППД застосовується для поліпшення оброблюваності різанням високоміцних матеріалів.

14.3.5. Надшвидкісне різання

Уперше термін «високошвидкісне різання» з'явився у 30-х роках ХХ-го століття, коли німецький дослідник К.Заломон (*K.Zalomon*) одержав патент на «криву Заломона» (патент №523594, 1933 р., Німеччина). Зміст патенту полягав у наступному (рис.14.10) [23]. Зі збільшенням швидкості оброблення до V_a температура різання досягає значення критичної температури $\theta_{кр.}$, при якій подальший процес зрізання стружки

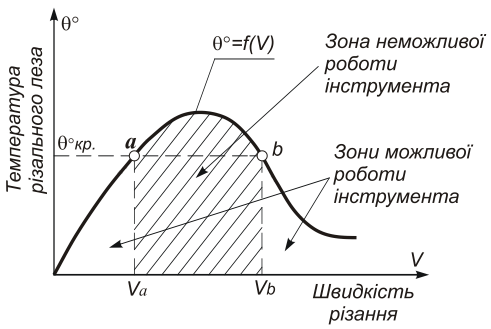


Рисунок 14.10. Температурна крива K. Zalomona

стає неможливим через температурне розм'ягчення ріжучого леза. К.Заломон висунув гіпотезу, відповідно до якої при подальшому збільшенні швидкості різання температурна крива, досягши деякого максимального значення, почне падати, і при досягненні швидкості V_b температури при різанні знову стануть нижче критичних значень, а оброблення знову стане можливим.

Фізичною передумовою цієї гіпотези були результати механічних випробувань з високими швидкостями деформації. Зразки із пластичної сталі при навантаженні зі швидкостями більше 50 м/с руйнувалися крихко, без слідів пластичної деформації. Таким чином, було встановлено, що поняття «крихкість» і «пластичність» – умовні, і чим вище швидкість деформації, тим більше пластичний матеріал наближається за властивостями до крихкого. Виходячи із цього, К.Заломон уважав, що, **якщо основним джерелом теплотворення при різанні є робота, затрачувана на пластичну деформацію зрізуваного шару при перетворенні його у стружку**, то зі збільшенням швидкості різання оброблюваний матеріал стає як би «крихким», і кількість виділеного тепла при стружкоутворенні буде зменшуватися.

Висловлена гіпотеза донині не підтверджена практикою, що не випадково. Загальновідомо, що робота, затрачувана на утворення і видалення стружки за час τ, майже повністю переходить у тепло Q і визначається залежністю $Q = P_z \cdot V \cdot \tau$.

Установлено, що значення сили різання зі збільшенням швидкості зменшується, і, досягши певного рівня, практично не змінюється. Однак на дуже високих швидкостях спостерігається її збільшення, пов'язане з ростом інерційних сил, затрачуваних на зміну напрямку і прискорення руху стружки (рис. 14.11) [24].

Таким чином, залежність $P_z = f(V)$ дозволяє однозначно стверджувати, що збільшення швидкості різання в області її високих значень приводить до росту загальної кількості тепла, що виділилося при знятті стружки. Треба однак відзначити, що при цьому одночасно збільшується частка тепла, що залишається у стружці, через інерційність теплових потоків. Це повинне було б знижувати температуру різання, якби не було досить потужних джерел тепла від тертя на передній і задній поверхнях (див. рис. 6.1, 6.2). Тому, незважаючи на зниження відносної частки тепла, що переходить у різальний інструмент із зони деформації, загальна його кількість, що надходить із всіх зон теплотворення збільшується. Це неминуче приводить до монотонного росту температури, аж до появи тонкого розплавленого шару оброблюваного матеріалу на контактних поверхнях [2]. До аналогічного висновку дійшли учасники дослідницької програми США *AMRP* (*Advanced Machining Research Program*). Тому донині у жодній із робіт, у яких наведені результати вимірювань температур різання, не відзначене їх зниження із підвищенням швидкості різання.

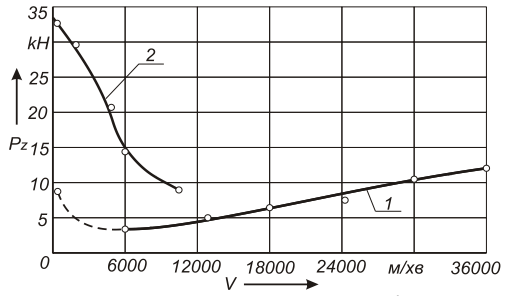


Рисунок 14.11. Вплив швидкості на силу різання: 1 – при обробленні алюмінію, 2 – сталі 45 [2, 24]

Таким чином, зона «високошвидкісного різання», зазначена на «кривій Заломона» (див. рис. 14.10), не може існувати навіть теоретично, і різання назавжди «приречене» відбуватися у зоні докритичних швидкостей $V<V_a$.

Необхідно відзначити, що якщо температура плавлення оброблюваного матеріалу нижча, ніж температура теплостійкості інструментального матеріалу, то обмеження по швидкості різання знімається. Прикладом цього може служити оброблення алюмінієвих сплавів і деяких видів пластмас. У цьому випадку швидкість буде обмежуватися тільки можливістю обладнання і вимогами техніки безпеки. У іншому випадку обмеження на підвищення швидкості різання завжди буде визначатися рівнем теплостійкості інструментального матеріалу або – в умовах динамічних коливань – рівнем його міцності.

І все-таки, високошвидкісне оброблення (ВШО, а у закордонних джерелах *HSM* або *UHSM*) в останні роки є одним з ефективних напрямків розвитку технології оброблення деталей.

Під терміном «ВШО» розуміють об'єднання всіх технічних засобів, здатних підняти швидкість оброблення при різанні вище загальноприйнятої межі. Наприклад, збільшення швидкості різання при фрезеруванні: конструкційної сталі з 250 м/хв. до 750м/хв.; алюмінію з 250 м/хв. до 2500 м/хв.; і нікелевого сплаву з 20 м/хв. до 50–100 м/хв. – уже є переходом в область ВШО.

У європейських нормах визначено, ВШО (*HSM*) – це те, що ведеться на швидкостях більших 1000 м/хв. Інтервал швидкостей 500–1000 м/хв. є перехідним між стандартним і високошвидкісним обробленням. На рис. 14.12 визначені інтервали *HSM* і *UHSM* для різних способів різання.

На сьогодні створені обладнання та інструмент, які дозволяють реалізувати ВШО при фрезеруванні, свердлінні, обточуванні, нарізанні різі. Очевидно, тенденція збільшення швидкостей різання буде поширюватись і на інші види оброблення.

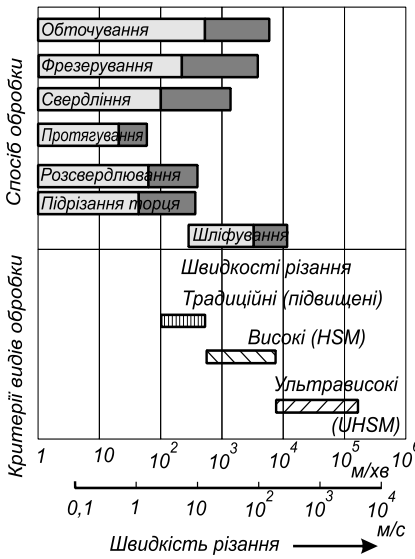


Рисунок 14.12. Рекомендовані інтервали швидкостей для високошвидкісного оброблення

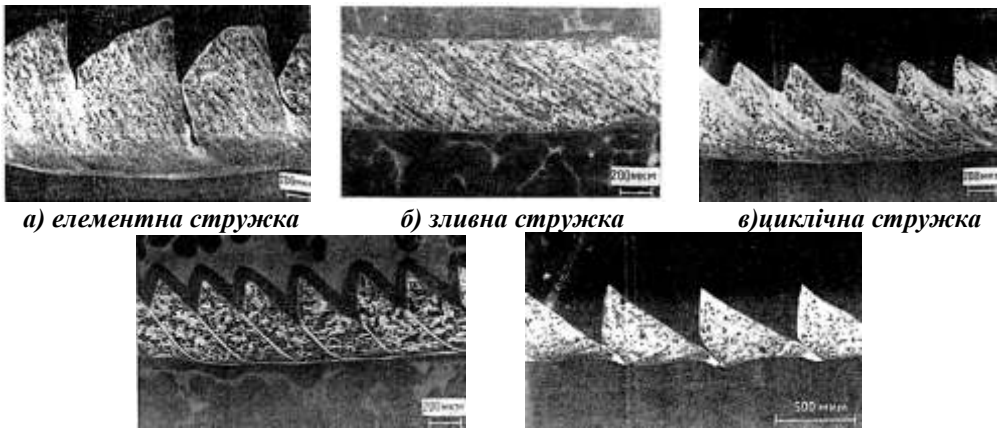
На відміну від різання із традиційними швидкостями надшвидкісне оброблення характеризується рядом особливостей:

а) Стружкоутворення. Дослідженнями встановлено, що з підвищенням швидкості різання у широкому діапазоні змінюються вид і механізми утворення стружки [25, 26]. Наприклад, при різанні сталі *AISI* 4340 (НВ 320) при низьких швидкостях (до 15 м/хв.) утворюється елементна стружка (рис.14.13, а), що у діапазоні швидкостей від 30 до 60 м/хв. переходить у зливну (рис.14.13, б).

Зі збільшенням швидкості від 125 м/хв. і вище утворюється суглобиста (циклічна) стружка (рис.14.13, в), що складається із двох зон: зони дуже високої деформації (між сегментами) і зони відносно низкою деформації (усередині сегментів). При швидкостях різання від 250 м/хв. і більше утворюється стружка локального зсуву (рис.14.13, г). Ця стружка характеризується звуженням зони пластичних деформацій. Причому чим вище швидкість різання, тим вужче зона локалізації деформації, тим менші розміри зони, що з'єднує сегменти стружки між собою.

При швидкостях 1000 м/хв. і вище (рис.14.13, д) відбувається повне відділення

цих сегментів один від одного – наступає катастрофічний зсув. Швидкості різання, що відповідають утворенню відзначених видів стружок, залежать від властивостей оброблюваного матеріалу. Чим менше твердість, тим більше значення швидкостей, що приводять до зміни виду стружки. Зміна умов стружкоутворення вносить додаткові пульсації у динамічну систему різання, що є джерелом самозбудних коливань.



а) елементна стружка *б) зливна стружка* *в)циклічна стружка*

г) стружка локального зсуву *д) стружка катастрофічного зсуву*

Рисунок 14.13. Вплив швидкості різання на вид стружки при обточуванні сталі *AISI* 4340 (НВ 320) мінералокерамічним інструментом (Al_2O_3+TiC) [25]

б) Умови оброблення. Через те що ВШО ставить задачу забезпечення високої якості обробленої поверхні, то особливу увагу варто приділити вибору режимів різання, особливо з погляду визначення зон, у яких відсутні вібрації (рис.14.14). Задача визначення зон відсутності вібрацій стоїть практично для кожної системи ВПІЗ. У зв'язку з відсутністю відпрацьованих рекомендацій пошук виконують безпосередньо на верстаті експериментальним шляхом. На сьогодні розроблено програмне забезпечення [27], за допомогою якого можна розраховувати оптимальну частоту обертання шпинделя при фрезеруванні, прослуховуючи його вібрацію безпосередньо через мікрофон, підключений до ПК. Використовуючи таке програмне забезпечення у комбінації з тестовими перевірками режимів різання, можна одержати оптимальне їхнє сполучення для кожного конкретного випадку оброблення.

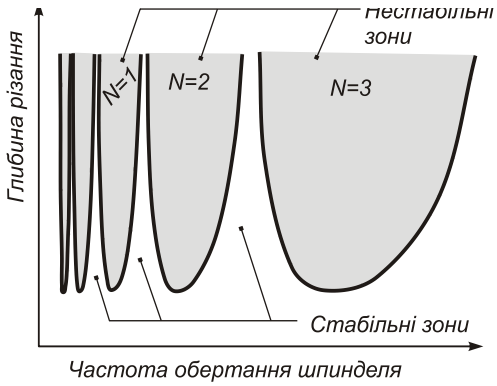


Рисунок 14.14. Зони вібрацій при ВШО в залежності від глибини і швидкості різання

в) Вибір інструментального матеріалу [7]**.** Для оброблення сталі рекомендується цирконієва кераміка і КНБ. Для сірого чавуну в інтервалі швидкостей V=750…1250 м/хв. можна застосовувати твердосплавні пластинки і кермети, а якщо $V \leq 4500$ м/хв. – кераміку на основі Si_3N_4 і КНБ.

Сплави легких металів на основі Al–Si, оброблення яких при ВШО є досить складним, проводиться твердосплавними пластинками групи К із покриттями (переважно для сплавів Al–Si із 10…20% Si).

Для чорнового оброблення спеціальних високолегованих сплавів, сплавів на основі Ni або Ti застосовується кераміка зміцнена SiC. Таким способом удалося збільшити швидкість різання для сплаву на основі Ni з 30 до 180 м/хв. Передбачається що більше використання при обробленні кераміки уможливить досягнення швидкості вище 600 м/хв.

Для тонкого оброблення оптимальним варіантом є застосування спеціальних дрібнозернистих твердосплавних пластинок з одношаровим (TiN) або багатошаровим покриттям, а також оксидно-карбідної кераміки (Al_2O_3+TiC).

Найбільш ефективним напрямком реалізації ВШО є все-таки операція фрезерування, тому що саме цим способом найбільше просто можна досягти надвисоких швидкостей. Високошвидкісне фрезерування ефективно використовується в аерокосмічній галузі при обробленні алюмінію і його сплавів; в авіа- і моторобудування при обробленні моноколіс відцентрового компресора із титанових сплавів; в інструментальному виробництві при виготовленні прес-форм і штампів із загартованої інструментальної сталі, а також складних за формою електродів із міді та графіту для електроерозійного оброблення.

Особливої уваги при ВШО потребує вибір верстатів із необхідними технологічними можливостями. Так при обробленні алюмінієвих деталей продуктивністю Q_v=3300 см^3/хв. необхідне застосування верстата потужністю $N_{е.д.}$ = 55 квт із обертами шпинделя до 20000 об/хв. Аналогічні результати стосовно потужності досягнуті для оброблення сплавів титану: Q_v=165см^3/хв., $N_{е.д.}$ = 95квт, n=833 об/хв. Ефективне оброблення сірих чавунів і силумінів у моторобудуванні вимагає потужності верстата 150–350кВт, щоб досягти Q_v =16000 см^3/хв. [28].

Очевидно, що для цієї мети потрібні спеціальні високопотужні верстати, оснащені, крім того високоточними, спроектованими для цієї мети інструментами, *CAM* – системами для розрахунку траєкторій руху, системами *CNC* для керування рухом інструмента як на прискорених хвилинних подачах, так і при мікропереміщеннях; а також пристроями для ефективного видалення стружки.

ПИТАННЯ ДЛЯ САМОПЕРЕВІРКИ

1. Назвіть основні характеристики оброблюваності металів різанням. Як вони визначаються?
2. Які характеристики фізико-механічних властивостей оброблюваних матеріалів у першу чергу впливають на оброблюваність їх різанням?
3. У чому полягає суть поліпшення оброблюваності металів різанням за допомогою металургійних методів і термічним обробленням?
4. Як впливає СОТС на процес різання?
5. Чому при застосуванні методу попереднього підігрівання оброблюваного матеріалу поліпшується його оброблюваність різанням?
6. Як впливає на процес різання накладення на інструмент додаткових вимушених коливань?
7. Чому попереднє пластичне деформування поліпшує оброблюваність важкооброблюваних матеріалів?
8. Коли різання вважається надшвидкісним?
9. Як змінюється процес стружкоутворення і які основні проблеми характерні для надшвидкісного різання?

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ ДО РОЗДІЛУ 14

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учебник [для вузов] / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш.шк., 1990. – 512 с.
3. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / Под ред. Н.И. Резникова. – М. : Машиностроение, 1972. – 198 с.
4. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
5. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
6. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
7. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałŏw metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo–Techniczne, 1998. – 382 arc.
8. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
9. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В.Новикова. – Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.
10. Wiest P. Considerations rélatives aux procédés a vitesse de coupe croissantes pour apprècier l'usinabilité // Rev. métallurgie. – 1962. – Vol.59. – №1. – P. 65–69.
11. Кабалдин Ю.Г. Расчет износа режущего инструмента на основе структурно–энергетического подхода к его прочности / Ю.Г. Кабалдин, Б.И. Молокалов, В.В. Высоцкий // Вестник машиностроения. – 1993. – №9. – С.33–36.
12. А. с. 614892 СССР. Способ определения оптимальной скорости резания / А.А. Виноградов (СССР). – Опубл. 1978, Бюл. №26. – 4 с. : ил.
13. А. с. 841799 СССР. Способ определения оптимальной скорости резания / А.И.Хватов, А.И. Танашин, В.В. Никулин (СССР). – Опубл. 1981, Бюл. №24. – 4 с. : ил.
14. Резание металлов и технологическая точность в машиностроении : Ч.1 / Под ред. Ю.А. Розенберга, В.П. Пономарева. – Курган : Кург. машиностр. ин-т, 1968. – 235 с.
15. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.
16. Гольдштейн Я.Е. Конструкционные стали повышенной обрабатываемости / Я.Е. Гольдштейн, Л.Я. Заславский. – М. : Металлургия, 1979. – 249 с.
17. Развитие науки о резании металлов / [Коллектив авторов] ; под. ред. Н.Н.Зорева. - М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
18. Деклараційний патент С23С28/00 Україна. Багатошарові воденьмісткі покриття для металорізального інструменту / Я.М. Гладкий, О.М. Маковкін, А.А. Бурлаков ; заявник і патентовласник Хмельницький націон. ун-т . – опубл. 2004 р. – 4 с. : ил.
19. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом / Н.А. Резников, М.А. Шатерин, В.С. Кунин, Л.А. Резников ; под общ. ред. А.Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1986. – 232 с.

20.Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинируемые процессы резания / В.Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1977. – 304 с.
21.Инструмент для станков с ЧПУ, многоцелевых станков и ГПС / И.Л. Фадюшин, Я.А. Музыкант, А.И. Мещеряков и др. – М. : Машиностроение, 1990. – 272 с.
22.Кумабе Д. Вибрационное резание / Д. Кумабе. –М. : Машиностроение, 1985. –230 с.
23.Внуков Ю.Н. Проблемы эффективного внедрения процессов высокоскоростного резания / Ю.Н. Внуков, И.Н. Павлюченко, К.О. Папашев, А.Г. Саржинская // Сучасні технології у машинобудуванні : збірник наукових статей. – Харків : НТУ «ХПІ», 2008. – Т. 1. – С. 43-56
24. Kronenberg M., Gedanken zur Theorie und Praxis der Ultra–Shnellzerspannung // Tech. Zbl. prakt. Metallbearb. – 1961. – Bd. 55. – №8. – S. 443-446.
25.Командури А. Катастрофический нестабильный сдвиг при высокоскоростном резании стали AISI4340 / А. Командури, Т. Шредер, И. Хезра и др. // Труды Американского общества инженеров-механиков ; сер. Б. Конструирование и технология машиностроения, 1982. – т. 104, №2, – С. 149-160.
26.Командури А. Обзор программы исследования перспективных процессов механической обработки управления перспективного планирования НИР военного применения / А. Командури, Д. Флот, М. Ли // Труды Американского общества инженеров-механиков ; сер. Б. Конструирование и технология машиностроения, 1985. №4. – С. 159-180.
27.Потапов В.А. Проблемы вибраций при высокоскоростном фрезеровании алюминия в авиакосмической промышленности и способы их решения [електронний ресурс] по материалам журнала Modern Machine Shop. - 2001. – №1. – С.23-48 / В.А. Потапов – Режим доступа : www.instr-stan.com/instrument/stati/stati_56.html .
28. Schulz H., Moriwaki T. High-speed machining. Annal CIRP, vol.41/2,1992, s. 637-642.

ПІСЛЯМОВА. ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ НАУКИ ПРО РІЗАННЯ МАТЕРІАЛІВ

Відмінною рисою сучасних технологій механічного оброблення є їх висока ефективність, максимальна гнучкість, отримання геометрично складних поверхонь з високою точністю та якістю у поєднанні з можливостями оброблення нових, зокрема композиційних матеріалів, що мають підвищені фізико-механічні властивості.

Слід зазначити, що за останні 30–40 років інтенсивний розвиток отримали нові методи формоутворення: електричні (електроконтактні, електрохімічні, електроерозійні та ін.) і фізичні (лазерні, променеві та ін.); а в останні 10–15 років – спостерігається бурхливе зростання застосування генеративних технологій (інтегровані процеси прискореного формоутворення – Rapid Prototyping) – в основі яких лежать способи послідовного нарощування об'єму конкретного виробу, а не розділенні заготовки на, власне, деталь і стружку. Ці процеси у деякій мірі дозволяють обійтися без традиційної механічного оброблення з його недоліками (відносно велика кількість відходів, необхідність створення систем для утилізації стружки і МОТС, залежність продуктивності, собівартості, потужності оброблення, якості обробленої поверхні від властивостей оброблюваного та інструментального матеріалів, та ін.).

Разом з тим, процес різання, не дивлячись на свої недоліки, завдяки наявності цілого комплексу переваг (відносно висока продуктивність і мала енергоємність, технологічна маневреність і надійність, універсальність та ін.) ще довго (за даними міжнародної спілки технологів – CIRP, не менше 50 років) залишатиметься основним методом формоутворення при обробленні деталей і виготовленні виробів.

У даний час у зв'язку з поглибленням і розширенням досліджень в області створення нових конструкційних матеріалів і робочих машин, значно зростають вимоги і до технологій механічного оброблення виробів, і зокрема, до методів досліджень процесів різання.

Останніми роками виділилися наступні напрями досліджень процесів різання:

- ***високошвидкісне оброблення***. Швидкості різання у 2–3 і більше разів перевищують швидкості, характерні при традиційному обробленні (1000 м/хв і більше) дозволяють різко підняти продуктивність оброблення;
- ***оброблення без застосування МОТС або з їх мінімальним використанням.*** Економічно, технічно, технологічно та екологічно вигідно проводити оброблення з такою кількістю МОТС, яка б виконувала свої функції і зникала у самій зоні різання;
- ***застосування інструментів з функціональними (зносостійкими) покриттями і модифікованим поверхневим шаром***. Структура покриттів та їх властивості повинні оптимально відповідати конкретним особливостям оброблення, де кожен шар покриття на інструменті виконує свої функції;
- ***оброблення з високими динамічними навантаженнями***. Все більшого поширення набувають деталі, що виготовляються з гетерогенних матеріалів; на багатьох деталях є переривчасті поверхні, оброблення яких йде за циклом «різання–відпочинок». Такі особливості обумовлюють наявність циклічних силових і теплових навантажень на ріжучих лезах інструментів, динамічна дія яких посилюється зі збільшенням швидкостей різання і площі зрізуваного шару;
- ***відхід від дискретних (поопераційних) методів оброблення, тобто використання принципу поєднання операцій***. Поєднання декількох різних операцій, що

інколи виконуються одночасно (паралельно) на одному багатоопераційному верстаті, що працює в автоматичному режимі;

- ***багатокоординатне оброблення виробів складних профілів одним інструментом***. Багатокоординатне оброблення одним інструментом зі складною формою ріжучої кромки, зокрема кінцевих фрез підвищеної працездатності пов'язана з розробкою нових технологічних процесів на основі досконалої кінематики формотворного руху;
- ***підвищення точності оброблення і якості обробленої поверхні***. Важливість цих питань постійно зростає у зв'язку зі створенням і застосуванням нових конструкційних матеріалів із особливими властивостями, заміною абразивного оброблення на лезове оброблення НТМ, впровадженням нано-технологій;
- ***розробка і впровадження технологічних процесів механічного оброблення на основі устаткування, оснащеного комп'ютерними системами управління, та імітаційне моделювання технологічних процесів оброблення***;
- ***розвиток процесів мікро і нано оброблення***, що стимулюється досягненнями мініатюризації складних виробів і виробництва в цілому, розробка й реалізація нанотехнологій як міжгалузевої галузі знань і науково-виробничого досвіду. На основі аналізу атомістичних моделей контактної взаємодії нанооб'єктів системи нанорізання, методів молекулярної динаміки можуть бути встановлені закономірності процесів локального видалення оброблюваного матеріалу (на атомно – молекулярному рівні), зношування різальних інструментів і конструювання високоякісної фізичної поверхні.

Встановлено, що витрата металорізального інструменту на верстатах-автоматах у 2–3 рази вище, ніж на звичайних – універсальних. Необхідно також враховувати, що подальше збільшення питомої ваги важкооброблюваних матеріалів приведе до збільшення витрати інструментів, яких на оброблення таких матеріалів потрібно у 2–10 разів більше; а вартість простоїв автоматичного устаткування у наслідок неоптимальних умов експлуатації інструментів на два порядки більше, ніж універсального.

Тому останніми роками збільшився інтерес підприємств інструментальної і верстатобудівної промисловості до досліджень робочих процесів оброблення методами імітаційного комп'ютерного моделювання у зв'язку з очевидними перевагами цього підходу: при прийнятній помилці прогнозування показників процесу сучасні моделі дозволяють отримати значно більше інформації про процес різання, поведінку верстата і стан інструменту у значно коротші терміни у порівнянні з експериментальними дослідженнями. Інтерес також представляють 3D моделі процесів різання, що дозволяють спрогнозувати форму стружки при різанні, у тому числі й інструментами зі складною формою передньої поверхні.

На сьогодні вже з'явилась достатньо велика кількість публікацій, присвячених дослідженню за допомогою імітаційного моделювання процесів обточування, свердління, фрезерування, шліфування.

Істотним резервом підвищення ефективності механічного оброблення є оптимізація динамічного стану елементів технологічної системи у процесі різання. У зв'язку з цим створення моделі робочого процесу у складі структури технологічної системи є основою отримання багатьох ефективних рішень.

Таким чином, за допомогою імітаційних моделей процесу різання без проведення натурних експериментів при зміні умов оброблення у широкому діапазоні може бути отримана інформація про динамічний стан елементів технологічної системи,

якість обробленої поверхні, напруження у ріжучому інструменті, визначені сили різання, температурні поля в інструменті та заготовці і тому подібне. Вся ця інформація може бути використана для оптимізації вихідних показників технологічного процесу (наприклад, стійкості інструменту, його довговічності і надійності, собівартості оброблення), геометричних і конструктивних параметрів інструменту, конструктивних елементів пристосування і верстата та ін.

ЗМІСТ

1. **ВСТУП** ……. 3
1.1 Місце і значення оброблення різанням серед інших методів формування поверхонь деталей……. 3
1.2 Історія розвитку науки про різання металів……. 5
2**. ОСНОВНІ ПОНЯТТЯ, ТЕРМІНИ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕОРІЇ РІЗАННЯ МАТЕРІАЛІВ** …… 9
2.1 Класифікація основних способів і видів оброблення поверхонь різанням 9
2.2 Елементи конструкції і геометричні параметри різальної частини інструмента (на прикладі токарного різця)……. 16
2.2.1 Інструментальні геометричні параметри леза різця (кути загострення)……..... 18
2.2.2 Статичні кути різальної частини різця…….. 20
2.2.3 Кінематичні (робочі) кути різальної частини інструмента…… 24
2.2.4 Особливості вибору геометричних параметрів різального леза токарних різців……. 25
2.3 Елементи режиму різання і розміри зрізуваного шару при обточуванні 28
2.4 Кінематика процесу, елементи конструкції, геометричні параметри гвинтового свердла і характеристики перерізу зрізуваного шару при свердлінні…….. 31
2.5 Кінематика процесу, елементи конструкції, геометричні параметри інструментів і характеристики перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні 36
2.5.1 Схеми різання і характеристики перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні циліндричними фрезами……. 39
2.5.2 Схеми різання і характеристики перерізу зрізуваного шару при фрезеруванні торцевими фрезами.……. 43
2.6 Елементи конструкції і геометричні параметри протяжки. Кінематика процесу та характеристики перерізу зрізуваного шару при протягуванні… 45
2.7 Кінематика процесу, елементи конструкції і геометричні параметри різальної частини мітчика. Характеристики перерізу зрізуваного шару при нарізанні різьби мітчиком……. 50
Список літератури до розділу 2…….. 56
3. ІНСТРУМЕНТАЛЬНІ МАТЕРІАЛИ ……. 57
3.1 Вимоги, що висуваються до інструментальних матеріалів…….. 57
3.2 Інструментальні сталі…….. 59
3.2.1 Вуглецеві і леговані інструментальні сталі…….. 59
3.2.2 Швидкорізальні сталі ……..... 59
3.3 Тверді сплави…… 62
3.3.1 Вольфрамо-кобальтові сплави (ВК)……... 63
3.3.2 Титано-вольфрамо-кобальтові сплави (ТК)…….. 64
3.3.3 Титано-тантало-вольфрамо-кобальтові сплави (ТТК)……. 65
3.3.4 Безвольфрамові (титанові) тверді сплави (БВТС)…… 66
3.3.5 Короткі рекомендації з вибору твердих сплавів……... 67
3.3.6 Міжнародна класифікація сучасних інструментальних матеріалів за стандартом ISO і визначення умов ефективного використання твердих сплавів…….. 67

3.4 Різальна кераміка……. 71
3.5 Надтверді матеріали інструментального призначення…… 73
3.5.1 Особливості одержання інструментальних матеріалів на основі алмаза і кубічного нітриду бору……..... 73
3.5.2 Основні властивості та області застосування полікристалів синтетичного алмазу (ПКА)…… 77
3.5.3 Основні властивості та області застосування ПНТМ на основі щільних модифікацій нітриду бору BN…….. 78
3.6 Інструментальні матеріали зі зносостійкими покриттями…… 78
Список літератури до розділу 3…….. 82
4. ОСНОВИ ФІЗИКИ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ ……. 84
4.1 Деякі відомості про пластичну деформацію металів…….. 84
4.2 Способи вивчення зони утворення стружки……..…… 88
4.3 Типи стружок при різанні пластичних і крихких матеріалів……. 91
4.4 Процес утворення зливної стружки при прямокутному вільному різанні 95
4.5 Схема утворення зливної стружки з єдиною площиною зсуву. Визначення степеню деформації стружки…… 99
4.6 Особливості косокутного і невільного різання…… 106
4.7 Схема утворення елементної стружки …… 109
4.8 Особливості стружкоутворення при нано-обробленні…… 111
4.9 Методи моделювання процесів деформації при різанні пластичних матеріалів…… 113
4.10 Трибологія процесу різання матеріалів……... 116
4.11 Наростоутворення при різанні матеріалів ……. 125
4.12 Контактні явища на задній поверхні інструмента…….. 129
4.13 Взаємозв'язок явищ у процесі стружкоутворення…… 136
Список літератури до розділу 4…….. 141
5. СТАТИКА І ДИНАМІКА ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ ……. 145
5.1 Сила і потужність при різанні…….. 145
5.1.1 Система сил при різанні……... 145
5.1.2 Теоретичні методи розрахунку сил різання……. 149
5.1.3 Експериментальні прилади і методи вимірювання складових сили різання. Побудова емпіричних формул для їх визначення…… 160
5.1.4 Закономірності впливу умов різання на силу і потужність різання…… 164
5.2 Коливання при різанні (динаміка різання)…… 185
5.2.1 Вимушені коливання…….. 185
5.2.2 Автоколивання при різанні…… 186
5.2.3 Вплив умов різання на інтенсивність автоколивань…… 189
5.2.4 Вплив коливань при різанні на стійкість інструментів і якість обробленої поверхні……. 191
5.2.5 Способи гасіння автоколивань…….. 193
Список літератури до розділу 5…….. 194
6. ТЕПЛОВІ ЯВИЩА У ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ ……. 197
6.1 Джерела виділення тепла і його баланс при різанні матеріалів……..... 197
6.2 Експериментальні методи дослідження теплових процесів при різанні 199
6.3 Аналітичні методи розрахунку температурних полів у системі різання.. 207

6.3.1 Аналітичний метод розв'язання задачі теплопровідності у різальному лезі…… 207
6.3.2 Метод джерел теплоти…….. 208
6.4 Методи числового моделювання теплових явищ ……..…. 218
6.5 Середня температура різання і вплив на неї основних факторів процесу оброблення..……. 225
6.5.1 Залежність температури різання від умов оброблення…… 226
6.5.2. Оптимальна температура різання…….. 229
Список літератури до розділу 6…….. 233
7 . РУЙНУВАННЯ І ЗНОШУВАННЯ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТІВ. СТІЙКІСТЬ ІНСТРУМЕНТІВ …… 236
7.1 Працездатність інструментів……. 236
7.2 Міцність різальної частини інструмента…… 236
7.2.1 Крихке руйнування леза……..... 237
7.2.2 Пластичне руйнування різального леза…….. 241
7.3 Зношування різальної частини інструмента……... 243
7.3.1 Зовнішній прояв зношування різальної частини інструмента….. 244
7.3.2 Фізична природа зношування різального інструменту……... 248
7.3.3 Критерії зношування різальних інструментів…….. 255
7.3.4 Рекомендації із призначення максимально допустимого зношування інструментів…….. 258
7.4 Стійкість інструмента і швидкість різання, що допускається його різальними властивостями …… 261
7.4.1 Основні поняття про стійкість інструмента. Методи одержання стійкісних залежностей…… 261
7.4.2 Вплив умов оброблення на період стійкості інструмента…… 265
7.5 Діагностика стану різального леза інструмента……... 271
Список літератури до розділу 7…… 278
8. ФОРМУВАННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ У ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ ……... 281
8.1 Поняття якості поверхні, обробленої різанням. Геометричні показники якості ……..…….. 281
8.2 Природа утворення шорсткості обробленої поверхні…… 283
8.2.1 Вплив параметрів процесу різання на шорсткість обробленої поверхні……. 286
8.3 Механізми формування фізико-механічних властивостей поверхневого шару…… 287
8.3.1 Зміцнення поверхневого шару…… 288
8.3.2 Формування залишкових напружень…….. 289
8.3.3 Структурно-фазові зміни у матеріалі виробу ……... 291
8.4 Вплив основних показників якості на експлуатаційні властивості деталей……. 292
8.4.1 Вплив шорсткості…… 292
8.4.2 Вплив зміцнення (мікротвердості) поверхневого шару…….. 293
8.4.3 Вплив залишкових напружень…… 294
8.4.4 Вплив структури поверхневого шару……. 294
Список літератури до розділу 8……... 295

9. ОСНОВНІ ПОНЯТТЯ ПРО СИСТЕМУ РІЗАННЯ ТА ЇЇ СКЛАДОВІ…… 296
9.1 Поняття про систему різання…….. 296
9.2 Робочий процес, як фізико-хімічна взаємодія елементів процесу різання. 300
Список літератури до розділу 9……. 301
10. ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ……. 302
10.1 Основні правила вибору послідовності визначення елементів режимів різання…… 302
10.2 Загальні методичні вказівки для розрахунку режимів різання при точінні, свердлінні, фрезеруванні…….. 303
10.2.1 Вихідні дані……. 303
10.2.2 Вибір устаткування…… 303
10.2.3 Вибір різального інструменту……. 304
10.2.4 Призначення глибини різання……. 304
10.2.5 Розрахунок (вибір) періоду стійкості інструмента……. 305
10.2.6 Критерії оптимізації при визначенні режимів різання і призначенні стійкості різального інструменту……. 305
10.2.7 Аналітичний спосіб розрахунку режиму різання…… 306
10.2.8 Табличний спосіб розрахунку режимів різання…… 309
10.2.9 Розрахунок режимів різання за допомогою теоретичних прогнозуючих моделей……..... 311
10.3 Розрахунок режимів різання для багатоінструментного оброблення на автоматизованому обладнанні…… 311
10.4 Особливості розрахунку режимів різання при обробленні на верстатах із ЧПК…… 313
Список літератури до розділу 10……. 316
11. ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ …… 318
11.1 Постановка задачі оптимізації…… 318
11.2 Види критеріїв оптимізації параметрів процесу різання…….. 318
11.3 Приклади використання економічних критеріїв для оптимізації режиму різання……. 321
11.3.1 Оптимізація режиму різання тільки по швидкості різання…… 321
11.3.1.1 Визначення швидкості різання і періоду стійкості, якщо зв'язок між ними монотонний і може бути описаний степенною функцією……. 321
11.3.1.2 Визначення швидкості різання і періоду стійкості, якщо зв'язок між ними немонотонний…….. 324
11.3.2. Оптимізація режиму різання по подачі і швидкості різання……. 325
11.3.2.1 Визначення подачі і швидкості різання, якщо зв'язок між ними і періодом стійкості монотонний і може бути описаний степенною функцією…… 325
11.3.2.2. Визначення подачі і швидкості різання, якщо зв'язок між швидкістю різання і періодом стійкості немонотонний….. 327
11.4 Використання технологічних критеріїв для оптимізації процесу різання 330
11.5 Особливості оптимізації процесу різання при наявності технологічних обмежень…… 330
Список літератури до розділу 11…… 332

12. МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУВАЛЬНІ ТЕХНОЛОГІЧНІ СЕРЕДОВИЩА ПРИ ОБРОБЛЕННІ РІЗАННЯМ …… 333
12.1 Мастильна дія МОТС…… 333
12.2 Охолоджувальна дія МОТС……. 337
12.3 Зміцнююча дія МОТС……... 340
12.4 Руйнуюча (розклинююча) дія МОТС…….. 342
12.5 Миюча дія МОТС……. 343
12.6 Захисна дія МОТС……. 344
12.7 Застосування газових середовищ у якості МОТС…….. 344
12.8 Застосування металевих розплавів і суспензій порошків у якості МОТС 347
12.9 Тверді і пластичні мастильні матеріали……. 348
12.10 Способи подачі технологічних середовищ у зону різання……. 349
12.11 Принципи вибору оптимальних технологічних засобів, їх асортимент і області застосування…….. 355
Список літератури до розділу 12…… 358
13. ПРОЦЕСИ АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ …… 360
13.1 Абразивні матеріали та інструменти……..... 360
13.1.1 Абразивні матеріали…….. 361
13.1.2 Порошки з синтетичних алмазів і кубічного нітриду бору…… 363
13.1.3 Абразивні інструменти……. 364
13.2 Види шліфування. Елементи режиму різання при шліфуванні…… 366
13.2.1 Зовнішнє кругле шліфування…… 366
13.2.2 Внутрішнє кругле шліфування…….. 367
13.2.3 Плоске шліфування…… 368
13.2.4 Безцентрове шліфування…… 369
13.3 Особливості абразивного оброблення матеріалів……. 369
13.4 Основи будови абразивних інструментів……... ……..... 370
13.4.1 Розподіл розмірів абразивних зерен…… 371
13.4.2 Кількість зерен в одиниці об'єму абразивного інструменту……. 374
13.4.3 Кількість зерен на одиниці площі робочої поверхні абразивного інструменту…….. 375
13.4.4 Розподіл вершин зерен на робочій поверхні…….. 375
13.4.5 Кількість зерен на одиниці довжини робочої поверхні…… 378
13.5 Закономірності процесу різання одиничним зерном……. 378
13.5.1 Дуга контакту шліфувального зерна із заготовкою…… 379
13.5.2 Миттєві параметри зрізуваного шару при шліфуванні…….. 380
13.5.3 Параметри шару, що зрізується одним абразивним зерном……. 381
13.6 Сили різання і потужність при шліфуванні…… 382
13.7 Теплові явища при абразивному обробленні і методи керування ними 382
10.7.1 Особливості теплових явищ при шліфуванні……. 382
10.7.2 Основні шляхи регулювання теплових процесів…… 383
13.8 Особливості процесу алмазного шліфування……. 384
13.8.1. Алмазне шліфування матеріалів звичайної твердості 384
13.8.2. Особливості алмазного шліфування надтвердих матеріалів 385
13.9 Зношування абразивних інструментів і методи відновлення їх різальних властивостей……. 387
13.9.1 Особливості зносу абразивних зерен…… 387

13.9.2 Особливості відновлення різальної здатності шліфувальних кругів 388
13.9.3 Правка шліфувальних кругів……. 389
13.9.4 Формотворення робочої поверхні абразивних інструментів на струмопровідних зв'язках у процесі роботи……..... 389
13.9.5 Період стійкості шліфувальних кругів……. 390
13.10 Призначення режимів різання при шліфуванні…… 391
13.11 Викінчувально-абразивні методи оброблення…… 392
13.11.1 Хонінгування……. 392
13.11.2 Суперфінішування……..….. 392
13.11.3 Доведення……..…. 393
13.11.4 Полірування і стрічкове шліфування…….. 393
13.11.5 Віброабразивне оброблення…… 394
13.11.6 Магнітно-абразивне оброблення…… 394
13.11.7 Оброблення потоком вільного абразиву…… 395
13.12 Високопродуктивні і комбіновані процеси абразивного оброблення… 395
13.12.1 Глибинне і швидкісне шліфування……... 395
13.12.2 Абразивне оброблення з використанням ультразвукових коливань 396
Список літератури до розділу 13……. 397
14. ОБРОБЛЮВАНІСТЬ МАТЕРІАЛІВ РІЗАННЯМ …… 400
14.1 Основні характеристики оброблюваності та методи їх визначення…… 400
14.2 Методи визначення оброблюваності…… 401
14.3 Основні фактори, що впливають на оброблюваність матеріалів різанням і способи її поліпшення……..... 404
14.3.1 Введення спеціальних добавок на стадії металургійного виробництва…… 404
14.3.2 Зміна структури матеріалів термічним обробленням……. 406
14.3.3 Застосування мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ (МОТС)…….. 406
14.3.4 Введення у зону різання додаткової енергії…… 407
14.3.4.1 Різання з попереднім підігрівом оброблюваного матеріалу 407
14.3.4.2 Введення у зону різання додаткових вимушених коливань (вібраційне різання)……. 408
14.3.4.3 Різання з попереднім пластичним деформуванням (ППД). 410
14.3. 5 Надшвидкісне різання……... 410
Список літератури до розділу 14…… 415
ПІСЛЯМОВА. Перспективи розвитку науки про різання …… 417
Зміст……... 419



Мазур Микола Петрович, доктор технічних наук, професор Хмельницького національного університету. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, деканом факультету дистанційного навчання. Науково-педагогічний стаж 34 роки. Колом наукових інтересів є комп'ютерне моделювання процесів різання матеріалів, системи автоматизованого проектування металорізальних інструментів. Є автором більше 150 наукових публікацій, однієї монографії і чотирьох навчальних посібників.



Внуков Юрій Миколайович, доктор технічних наук, професор Запорізького національного технічного університету. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, проректором з наукової роботи. Науково-педагогічний стаж – 36 років. Колом наукових інтересів є комплексні інтегровані технології обробки різанням та підвищення працездатності ріжучих інструментів. Є автором більш 170 наукових публікацій, трьох монографій і чотирьох навчальних посібників. Лауреат Державної премії України у 2008 р.



Доброскок Володимир Ленінмирович, доктор технічних наук, професор Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Працює професором кафедри інтегрованих технологій машинобудування ім. М.Ф. Семка. Науково-педагогічний стаж 20 років. Колом наукових інтересів є статистичне моделювання робочих процесів обробки різанням та інтегровані генеративні технології створювання виробів. Є автором більше 120 наукових публікацій, однієї монографії і двох навчальних посібників, 38 авторських свідоцтв на винаходи і патенти.



Залога Вільям Олександрович, доктор технічних наук, професор. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, верстатів та інструментів Сумського державного університету. Науково-педагогічний стаж 39 років. Колом наукових інтересів є теорія різання, моделювання робочих процесів високих технологій. Є автором більше 300 наукових публікацій, у тому числі: одна монографія, чотири навчальних посібники, 29 учбово-методичного характеру, 18 авторських свідоцтв і патентів на винаходи.



Новосьолов Юрій Костянтинович, доктор технічних наук, професор Севастопольського національного технічного університету. Працює професором кафедри технології машинобудування. Науково-педагогічний стаж – 45 років. Областю наукових інтересів є моделювання процесів шліфування, оптимальне управління технологічними операціями. Є автором більш 230 наукових публікацій, 7 монографій.



Якубов Февзі Якубович, Герой України, д.т.н., професор Кримського інженерно-педагогічного університету. Працює завідуючим кафедрою технології машинобудування, ректором вказаного університету. Науково-педагогічний стаж 49 років. Область наукових інтересів пов'язана з фізикою процесу різання матеріалів і роллю МОТС. Є автором більше 150 наукових публікацій, двох монографій і двох навчальних посібників.

ISBN 966000000-6

9 789660 000001

Видавництво «Новий Світ – 2000»



Мазур Микола Петрович, доктор технічних наук, професор Хмельницького національного університету. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, деканом факультету дистанційного навчання. Науково-педагогічний стаж 35 років. Колом наукових інтересів є комп'ютерне моделювання процесів різання матеріалів, системи автоматизованого проектування металорізальних інструментів. Є автором понад 150 наукових публікацій, однієї монографії і чотирьох навчальних посібників.



Внуков Юрій Миколайович, доктор технічних наук, професор Запорізького національного технічного університету. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, проректором з наукової роботи. Науково-педагогічний стаж – 37 років. Колом наукових інтересів є комплексні інтегровані технології обробки різанням та підвищення працездатності ріжучих інструментів. Є автором понад 170 наукових публікацій, трьох монографій і чотирьох навчальних посібників. Лауреат Державної премії України у 2008р.



Доброскок Володимир Ленінмирович, доктор технічних наук, професор Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Працює професором кафедри інтегрованих технологій машинобудування ім. М.Ф. Семка. Науково-педагогічний стаж 20 років. Колом наукових інтересів є статистичне моделювання робочих процесів обробки різанням та інтегровані генеративні технології створювання виробів. Є автором понад 120 наукових публікацій, однієї монографії і двох навчальних посібників, 38 авторських свідоцтв на винаходи і патенти.



Залога Вільям Олександрович, доктор технічних наук, професор. Працює завідувачем кафедри технології машинобудування, верстатів та інструментів Сумського державного університету. Науково-педагогічний стаж 40 років. Колом наукових інтересів є теорія різання, моделювання робочих процесів високих технологій. Є автором понад 300 наукових публікацій, у тому числі: одна монографія, чотири навчальних посібники, 29 учбово-методичного характеру, 18 авторських свідоцтв і патентів на винаходи.



Новосьолов Юрій Костянтинович, доктор технічних наук, професор Севастопольського національного технічного університету. Працює професором кафедри технології машинобудування. Науково-педагогічний стаж – 46 років. Областю наукових інтересів є моделювання процесів шліфування, оптимальне управління технологічними операціями. Є автором понад 230 наукових публікацій, 7 монографій.



Якубов Февзі Якубович, Герой України, д.т.н., професор Кримського інженерно-педагогічного університету. Працює завідуючим кафедрою технології машинобудування, ректором вказаного університету. Науково-педагогічний стаж 50 років. Область наукових інтересів пов'язана з фізикою процесу різання матеріалів і роллю МОТС. Є автором понад 150 наукових публікацій, двох монографій і двох навчальних посібників.