



29894 SCHL 16-22BF LOCK 0.8-1.2Nm

29894 SCHL 16-22BF LOCK 0.8-1.2Nm

Ф. В. НОВИКОВ, В. О. ЖОВТОБРЮХ, Д. Ф. НОВИКОВ

# ІННОВАЦІЙНІ РІШЕННЯ ТА ТЕХНОЛОГІЇ МЕТАЛООБРОБНОГО ВИРОБНИЦТВА

CONSEAL

**Ф. В. Новіков**  
**В. О. Жовтобрюх**  
**Д. Ф. Новіков**

**ІННОВАЦІЙНІ РІШЕННЯ ТА  
ТЕХНОЛОГІЇ МЕТАЛООБРОБНОГО  
ВИРОБНИЦТВА**

**Монографія**

**Дніпро, 2023**

УДК 621.01(02.064)

Н73

Рецензенти:

**О. О. Ключко,**

докт. техн. наук, професор, професор кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут";

**Ю. В. Яровий,**

канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри цифрових технологій в інжинірингу Національного університету "Одеська політехніка"

*Самостійне електронне текстове мережеве видання*

**Новіков Ф. В.**

Н73 Інноваційні рішення та технології металообробного виробництва [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, Д. Ф. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2023. – 342 с.  
ISBN 978-966-981-714-3

Наведено теоретичні та практичні рішення щодо підвищення ефективності металообробного виробництва шляхом застосування сучасних металорізальних верстатів із числовим програмним управлінням, ріжучих лезових інструментів зі зносостійкими покриттями та технологій високошвидкісного різання. Аналітично та експериментально обґрунтовано умови зниження теплової і силової напруженостей процесів різання та підвищення якості, точності й продуктивності обробки лезовими і абразивними інструментами. Значну увагу приділено визначенню оптимальних режимів різання та вибору раціональних методів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки. Надано практичні рекомендації та наведено приклади ефективного застосування розроблених технологій металообробного виробництва.

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

**УДК 621.01(02.064)**

© Новіков Ф. В., Жовтобрюх В. О.,  
Новіков Д. Ф., 2023

ISBN 978-966-981-714-3

© ЛІРА, 2023

## Вступ

Проблема підвищення продуктивності, точності та якості механічної обробки деталей машин є актуальною для машинобудування України. У даний час вона вирішується завдяки застосуванню високоефективних збірних твердосплавних і керамічних металорізальних інструментів зі зносостійкими покриттями та високооборотних металорізальних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" зарубіжного виробництва, реалізуючи методи високошвидкісного різання. Практикою встановлено, що у цьому випадку продуктивність обробки може бути збільшена до 10 разів із одночасним забезпеченням високих вимог до точності та якості обробки. Разом із тим, під час обробки деталей машин, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, гарантовано забезпечити таку високу ефективність обробки не вдається, що призводить до збільшення собівартості обробки через високу вартість металорізальних інструментів і верстатів зарубіжного виробництва. Тому для ефективного застосування методів високошвидкісного різання на сучасних металорізальних верстатах із ЧПУ необхідно знати їх технологічні можливості та особливості обробки матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями на різних технологічних операціях, включаючи операції точіння, фрезерування, свердління, шліфування та ін.

Виходячи із цього, актуальним є завдання вибору раціональних методів механічної обробки різанням, включаючи вибір металорізальних інструментів, верстатів і оптимальних режимів різання, із точки зору підвищення продуктивності, точності та якості обробки й зменшення собівартості обробки.

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

У зв'язку з цим у роботі вирішується завдання розроблення методики вибору раціональних методів механічної обробки різанням на основі теоретичних досліджень фізичних і технологічних закономірностей процесу різання.

Для цього аналітично обґрунтовано умови здійснення процесу різання основними типами лезових інструментів із позицій кінематики, динаміки та теплофізики різання. Аналітично визначено складові сили різання, енергоємність обробки, температуру різання, пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, та встановлено умови їх зменшення. Це стало основними науковими передумовами розроблення практичних рекомендацій щодо підвищення продуктивності, точності та якості обробки, вибору раціональних методів механічної обробки різанням.

У роботі значну увагу приділено проблемі теоретичного обґрунтування умов зменшення собівартості обробки. Традиційно ця проблема вирішується на основі експериментального визначення раціональних параметрів режимів різання для кожного конкретного випадку обробки деталей. Однак це не дає загального уявлення щодо шляхів підвищення ефективності обробки та не дозволяє кардинально вирішити проблему зменшення собівартості обробки за умови використання коштовних інструментів та верстатів зарубіжного виробництва. Тому на основі встановленої екстремальної залежності собівартості від продуктивності обробки, підпорядковуючи її необхідній умові екстремуму, теоретично визначено оптимальні параметри режимів різання, що забезпечують підвищення продуктивності та зменшення собівартості обробки. Показано, що основним шляхом підвищення ефективності обробки є перехід в область високошвидкісного різання, який можливий за умови використання збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями нового покоління. У цьому випадку досягається підвищення стійкості інструменту, продуктивності та якості обробки, зменшення собівартості обробки до економічно прийняттого рівня. Проведені експериментальні дослідження підтвердили правочинність отриманих теоретичних рішень. Це дозволило розробити інженерну методику розрахунку оптимальних режимів різання та стійкості твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями за критерієм найменшої собівартості обробки та запропонувати практичні рекомендації для підвищення ефективності високошвидкісного різання.

Результати досліджень пройшли широку промислову апробацію, на їх основі впроваджено у виробництво сучасні металорізальні верстати із ЧПУ типу "обробний центр" і збірні конструкції твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями зарубіжного виробництва для обробки деталей машин, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. Показано, що отримані рішення можна використовувати в умовах лезової і абразивної обробки (шліфуванні) під час вибору найбільш ефективних методів обробки.

# Розділ 1

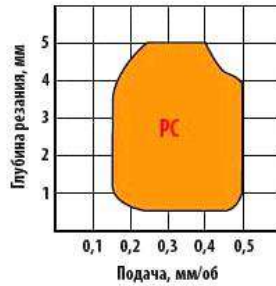
## Аналіз сучасних технологій металообробного виробництва

### 1.1. Сучасні технологічні підходи до забезпечення умов підвищення ефективності процесу точіння

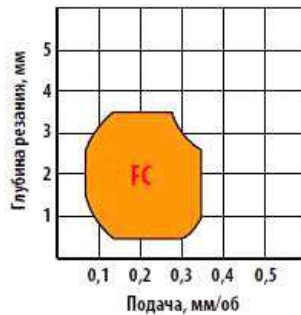
У даний час найбільш ефективними розробками в області токарної обробки є створення нових збірних конструкцій ріжучих інструментів із пластинами із сплаву TT8115 із стружкоруйнуючою геометрією PC і FC для високопродуктивної обробки сталі. Ґрунтуючись на результатах численних випробувань, проведених за різних умов обробки фахівцями компанії TaeguTec у Південній Кореї і Японії, а також спільно із технологами компаній "ТаегуТек Україна" і ТЦ "ВаріУс" (м. Дніпро) [14 –16; 18; 21] на підприємствах України, було зазначено, що ріжучі пластини із стружкоруйнуючою геометрією PC є найбільш ефективними для застосування на операціях точіння сталі. Порівняно із відомими ріжучими пластинами інших виробників, виготовлених із нових токарних сплавів, ці пластини забезпечують високу зносостійкість і продуктивність. Двосторонні пластини із новою стружкоруйнуючою геометрією PC для напівчистої обробки (рис. 1.1,а) і FC для чистої обробки (рис. 1.2) забезпечують поліпшений відвід стружки під час точіння деталей із кованих сталей, які використовують в автомобілебудуванні.

Завдяки унікальній геометрії стружкоруйнувачу PC, відбувається покращений стружковідвід під час обробки на глибині від 0,5 мм до 5,00 мм на сторону (рис. 1.1,а), що дозволяє застосовувати ці пластини на різних технологічних операціях. Розроблені спеціально для обробки деталей із кованої сталі пластини із геометрією PC представлені у наступних сплавах – TT8115, TT3500 і TT5100 (тверді сплави із покриттям).

Оптимізація процесу стружкоутворення сприяє суттєвому зменшенню навантаження на верстат. При цьому температура у зоні різання значно зменшується, що дозволяє здійснювати обробку пластинами із стружкоруйнуючою геометрією PC без застосування мастильно-охолоджувальної рідини (МОР). Важливо те, що покращене відведення стружки реалізується не тільки за незначними, а й за достатньо значними подачами і глибинами різання. Ріжучі кромки пластин поєднують гостроту і довговічність, що дозволяє підвищити стійкість інструмента.



а



б

Рисунок 1.1 – Ріжучі пластини із стружкоруйнуючою геометрією PC і область їх застосування (а), ріжучі пластини із стружкоруйнуючою геометрією FC і область їх застосування (б)



Рисунок 1.2 – Токарні ISO пластини із стружкоруйнуючою геометрією

Токарні ріжучі пластини із стружкоруйнуючою геометрією FC відрізняються наявністю об'ємних зубців на ріжучій кромці, що сприяє зниженню сили різання. Вони застосовуються для чистового точіння вуглецевих і легованих

сталей, а також м'яких, низьковуглецевих і низьколегованих сталей. Пластини із геометрією FC представлено у наступних сплавах – TT8115, TT3500, TT5100 (тверді сплави з покриттям), СТ3000 і PV3010 (кермети).

Стружкоруйнуюча геометрія FC забезпечує покращене відведення стружки під час обробки із незначною глибиною різання (від 0,3 мм на сторону) і низькими подачами (від 0,07 мм/об.), що є ефективним вибором для чистової обробки сталі як на сучасних, так і на застарілих верстатах із невисокими режимами різання.

Крім того, ці пластини демонструють підвищений стружковідвід і чистоту обробленої поверхні під час чистової обробки із глибиною різання до 3 мм на сторону (рис. 1.1,б) і подачею 0,3 мм/об., забезпечуючи ефективне стружкодріблення на токарних операціях і під час обробки торців. Пластини із геометрією FC гарантують високі показники зносостійкості, продуктивності обробки та чистоти обробленої поверхні.

Ріжучі інструменти та пластини із цих сплавів показано на рис. 1.3. Твердий сплав TT8115 (метод нанесення покриття CVD на основі MT TiCN / Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> / TiN) був розроблений для здійснення високоефективних операцій точення сталі. Цей сплав має поліпшену зносостійкість і міцність порівняно із існуючим сплавом TT1500.



Рисунок 1.3 – Ріжучі інструменти і пластини із інноваційних сплавів



Сплав TT8115 має нову твердосплавну основу і покриття, які розроблено спеціально для підвищення зносостійкості та міцності. Завдяки шару, насиченому кобальтом, нова основа є надзвичайно міцною. У результаті такого поєднання цей сплав можна застосовувати як для різання на високій швидкості, так і для легкого переривчастого різання сталі. Новий сплав застосовують для високошвидкісної обробки низьковуглецевої і низьковуглецевої легованої сталі із швидкістю різання 180 – 800 м/хв, а також для обробки вуглецевої і легованої сталі із швидкістю різання 80 – 400 м/хв.

Застосування пластин із сплаву TT8115 дозволяє обробляти сталь на високих швидкостях різання, як із застосуванням MOP, так і без неї, що вигідно відрізняє їх від роботи напайними пластинами та пластинами інших виробників (підтверджено актами випробувань). Це дозволяє зменшити собівартість одиниці продукції та поліпшити умови праці верстатника. Підвищена ударна в'язкість і оптимальна стійкість пластини із сплаву TT8115 під час роботи на високих швидкостях різання дозволяє її ефективно використовувати в умовах серійного і масового виробництва.

Продовжуючи розвивати свій успіх в Україні та в усьому світі, компанія TaeguTec прагне бути лідером у області інновацій і нових рішень. Оновлюючи лінійку кожної групи інструментів, вона значно впливає на світові традиції металообробної промисловості: аерокосмічних, машинобудівних, суднобудівних, автомобілебудівних, енергетичних підприємств, а також підприємств важкого машинобудування, залізничної спрямованості, які виготовляють прес-форми, штампи та ін. Новим іміджем є інструменти серії GOLD RUSH – це оновлена більш ніж на 60 % лінійка інструментів, що виготовляється: нові сплави, геометрії інструментів і концептуальні ідеї в області металообробки (рис. 1.4). Так, стружкоруйнувач HB для напівчорнової обробки сталі із спеціальним посадочним місцем застосовують на двосторонніх пластинах наступних типів: CNMX і SNMX із 15 мм і 16 мм габаритами, відповідно. Можливе застосування цих пластин на високих подачах до 0,8 мм/об.

Абсолютно нову концепцію застосовують під час виготовлення пластин типу LNMM 40. Пластини розміром 40 мм дозволяють обробляти деталі із глибиною різання 32 мм за один прохід. Нова концепція кріплення пластини надає жорсткість під час обробки сталей на важких режимах, мінімізує потужності обладнання і зусилля різання, що дозволяє обробляти деталі із недостатньою жорсткістю.

Пластини 50-го габариту форми LNMX представлено із двома абсолютно новими стружкоруйнувачами HD і HY, що надає найкращого результату

під час обробки деталей в умовах переривчастого різання, а також під час обробки деталей великих габаритів, де необхідно знімати за один прохід до 40 мм на сторону в умовах чорнової обробки на високопотужному обладнанні.



Рисунок 1.4 – Інструменти та ріжучі пластини серії GOLD RUSH

Економічно вигідним рішенням є виготовлення квадратних і ромбічних пластин із габаритами 19 мм і 25 мм. На пластини для чорнової обробки одночасно використовують 2 типи стружкоруйнувачів. Основний – на передній стороні – для чорнової обробки, а чистовий стружкоруйнувач – на зворотній стороні. Ця економічна концепція виготовлення пластин дозволяє здійснювати однією стороною чорнові операції, а іншою стороною – чистові, "добиваючи" невикористані кромки на пластині (рис. 1.5). Ці пластини виготовляють із наступними чорновими стружкоруйнувачами на передній поверхні пластин: HD, HT, HY, HZ.

У серії пластин TOP DUTY була збільшена лінійка квадратних пластин завдяки застосуванню двосторонньої квадратної пластини із розміром 31 мм. Ця пластина реалізована із двома типами стружкоруйнюючих геометрій: чорновими (HD і HT) і чистовим, із можливістю обробки ними із глибиною різання до 25 мм на сторону.

Сімейство токарних ISO пластин поповнилося новою серією стружкоруйнюючих геометрій для обробки нержавіючих сталей (рис. 1.2). Стружко-

руйнувач EM розширює можливості обробки в'язких матеріалів і ефективно застосовується як на чорнових, так і на напівчистових операціях. Гарантованого стружкодроблення і стійкості можна досягти застосуванням пластини на подачах від 0,13 до 0,5 мм/об. При цьому зберігається висока чистота обробленої поверхні.



Рисунок 1.5 – Ромбічна та квадратна пластини

Серія пластин із стружкоруйнувачем PC поповнила свої ряди пластинами із позитивними кутами 5°, 7° і 11°, доступними для всіх стандартних геометричних форм токарних ISO пластин. Новою стружкоруйнюючою геометрією RA збільшилася номенклатура круглих пластин типу "чашка". Ця геометрія присутня у номенклатурі пластин RCMX із розміром від 10 мм до 30 мм. Цей тип пластин дозволяє використовувати їх під час чорнкової обробки із низькими режимами і під час переривчастого різання. Глибина різання під час обробки перебуває у діапазоні від 1 мм до 15 мм залежно від габариту пластини.

Для обробки загартованої сталі та чавуну спеціально розроблено три нових інструментальних матеріали на основі кубічного нітриту бору: ТВ610, ТВ670 і ТВ730. Ці сплави показують високі результати як під час безперервного точіння, так і під час переривчастої обробки. Новий рівень у точінні важкооброблюваних матеріалів забезпечується застосуванням пластин із PCD, а застосовуючи пластину із стружкоруйнюючою геометрією СВ, можна домогтися ефективного стружкодріблення у зоні різання, підвищуючи при цьому чистоту обробленої поверхні та стійкість інструмента в цілому.

У даний час розроблено комбіновану державку картриджного типу, яка мінімізує витрати у разі будь-якої поломки інструмента. На цих державках використовують пластини типу LNMX, які представлені в 2-х габаритах (19 мм і 30 мм). Для цих пластин розроблено три нові види стружкоруйнюючих геометрій: TWF, TWM і TWR, які показують високі результати як під час обробки нових залізничних коліс, так і під час точіння відновлюваних коліс на вагоноремонтних заводах.

У даній серії компанія TaeguTec представляє нестандартне рішення із високопродуктивної обробки сталі. Пластини BNMX із стружкоруйнуючою геометрією HF (High Feed) мають перевагу над пластинами ISO стандарту. Пластини цієї серії забезпечують обробку із подачею до 2,5 мм/об. Із огляду на наявність 6-ти різальних кромок, ця пластина є більш продуктивною та економічною. У цій серії пластин слід виділити пластини і державки з невеликими габаритами для зовнішнього точіння, а також оправки для внутрішнього розточування із механічним кріпленням. Мінімальний діаметр розточення  $D_{min} = 5$  мм.

## **1.2. Сучасне технологічне забезпечення високошвидкісного точіння інструментами із кераміки і CBN**

Високий ступінь конкуренції серед підприємств, які виготовляють авіаційну і космічну техніку, призводить до постійного вдосконалення конструкцій завдяки ускладненню компонентів, а також завдяки впровадженню нових матеріалів, що характеризуються підвищеною надійністю, термостійкістю та ін. Останнім часом в аерокосмічній промисловості все ширше почали використовувати нові матеріали. До 2007 року нержавіюча сталь і тугоплавкі метали становили 65 % від використовуваних матеріалів. Зараз їх місце зайняли композити. Навіть чистий титан, застосовуваний для виготовлення автомобільних шасі, порівняно легко піддається обробці. Зараз все частіше використовують особливі високоміцні сплави титану, які вкрай важкі під час обробки. Такі зміни потребують високих вимог до ріжучого інструмента, яким обробляють нові матеріали з не меншою продуктивністю, ніж раніше.

У даній час розроблено і виготовляються ефективні інструментальні матеріали, які показують високі експлуатаційні показники та забезпечують високоякісну обробку поверхонь деталей завдяки унікальному хімікофізичному складу й сучасним технологіям спікання та покриття. Тому далі розглянуто рекомендації щодо застосування ріжучих пластин із кераміки та із вставками із CBN для операцій високошвидкісного точіння важкооброблюваних матеріалів.

***Обробка сталей інструментом, оснащеним вставками із CBN.*** Новий сплав TB610 має високу корозійну стійкість і хімічну стабільність. Рекомендується для безперервного напівчорнового точіння загартованих сталей зі значною твердістю. Сплав TB650 характеризується ще більш високою твердістю одночасно із достатньою "тріщиностійкістю", що дозволяє застосовува-

ти його під час високошвидкісної напівчистої обробки виробів із легованої, інструментальної та загартованої сталей.

**Обробка чавунів інструментом, оснащеним вставками із CBN.** Сплав ТВ730 (раніше відомий, як KB90) відрізняється високою твердістю і "тріщиностійкістю" під час чорнового точіння сірих чавунів і чавунів із кулястим графітом, а сплав KB90A рекомендується для обробки твердосплавних прокатних валків.

Характеристики сплавів CBN наведено у табл. 1.1.

Таблиця 1.1 – Сплави CBN

Сплав	ТВ610	ТВ650	ТВ670	ТВ730 (KB90)	KB90A
CBN, %	40 – 50	50 – 60	60 – 70	90 – 95	90 – 95
Твердість	2800 – 3000	3100 – 3300	3200 – 3400	4000 – 4200	3800 – 4000
Особливість	← Безперервне різання			Переривчасте різання ⇒	
Застосування	Загартована сталь			Чавун	

**Високошвидкісне точіння керамічними пластинами.** Керамічні сплави мають достатньо високу твердість і значний опір до окислення порівняно з іншими інструментальними матеріалами. Крім того, інструмент фірми TaeguTec (Південна Корея) із кераміки має поліпшену стійкість до утворення тріщин і ударну стійкість за температурою понад 1000<sup>0</sup>, незважаючи на те, що за кімнатною температурою це абсолютно крихкі матеріали. Механічні та температурні властивості різних металорізальних матеріалів показано у табл. 1.2.

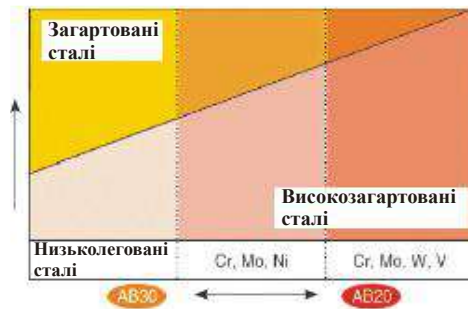
Таблиця 1.2 – Механічні та температурні властивості матеріалів

	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	PCBN	PCD	PCD Hardmetal
Щільність, г/см <sup>3</sup>	4,0	3,2	3,4	3,5	14,9
Твердість HV	1900	1700	3700	7000	1400
Ударна в'язкість, МПа/м <sup>2</sup>	3	6	5	5	12
Теплопровідність, Вт·м <sup>-1</sup> /К <sup>-1</sup>	30	40	100	120	100
Температура окислення, <sup>0</sup> С	>2000	1300	1200	650	500

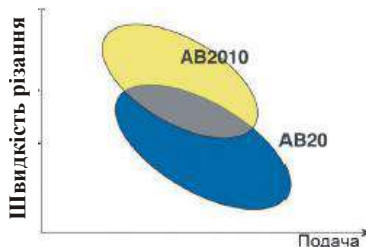
Алюмооксидна кераміка ( $Al_2O_3$ ) характеризується значним опором до окислення та високою стійкістю під час високошвидкісного безперервного точіння матеріалів на основі заліза. Нітрид кремнію ( $Si_3N_4$ ) характеризується високою стійкістю до утворення тріщин і значним опором до окислення. Це дозволяє їх застосовувати для чорнової обробки матеріалів на основі заліза.

**Обробка загартованих матеріалів, вуглецевих і легованих сталей інструментом із кераміки.** Кераміка на основі оксиду алюмінію застосовується для високошвидкісної обробки загартованої сталі завдяки високому опору до окислення і температурній стабільності. Компанія TaeguTec виготовляє декілька видів таких керамічних сплавів. Наприклад, виготовлений сплав АВ30 застосовують, як правило, для продуктивного точіння вуглецевих та низьколегованих сталей.

Сплав АВ20 рекомендується для точіння високолегованих матеріалів і сталей із високою твердістю. Сплав АВ2010 рекомендується виключно для чистової обробки загартованих сталей. На діаграмі (рис. 1.6,а) схематично показана область застосування розглянутих керамічних пластин залежно від оброблюваного матеріалу та його твердості.



а



б

Рисунок 1.6 – Области застосування керамічних сплавів АВ20 і АВ30 (а) та керамічних сплавів під час обробки загартованих матеріалів (б)

Завдяки високій твердості й стійкості до окислення, сплави АВ20 ідеально підходять для механічної обробки надтвердих матеріалів типу CrMoNi та інструментальних сталей. Позитивні результати на підприємствах України показав керамічний сплав АВ2010 із покриттям із нітриду титану. Цей сплав конкурентоспроможний більш дорогим матеріалам із CBN під час обробки загартованої сталі. Завдяки нанесенню покриття збільшується стійкість пластини до 50 % порівняно із непокритими сплавами. Область його ефективного застосування показано на рис. 1.6,б.

**Обробка чавунів інструментом із кераміки.** Як правило, найкращим варіантом високошвидкісної обробки чавуну є застосування керамічних пластин завдяки їх високій твердості та помірній в'язкості. Керамічний сплав із чистого оксиду алюмінію АW20 (рис. 1.7,а) найбільш ефективно застосовувати під час високошвидкісної обробки чавунних деталей типу циліндр.



а



б

Рисунок 1.7 – Сплав АW20 (а) і сплав АS500 (б)

Відрізняючись високою стійкістю до окислення та температурною стабільністю, даний матеріал значно перевершує за цими параметрами аналогічні сплави інших виробників. Кераміка ж на основі нітриду кремнію (AS500 (рис. 1.7,б) і AS10) характеризується підвищеним опором до викришування і помірною твердістю. Тому ці сплави рекомендують використовувати на чорнових операціях під час токарної обробки всіх видів чавуну, наприклад, для виробництва таких деталей, як чавунний автомобільний диск, фрезерування блоку циліндрів. Сплави ж АВ30 і SC10 є кращим вибором для обробки сірих чавунів і чавунів із кулястим графітом.

**Обробка жароміцних сталей інструментом із кераміки.** Високопродуктивну обробку жароміцних сталей, а також матеріалів на основі нікелю ефективно здійснювати керамічними пластинами. Даний тип важкооброблюваних матеріалів, зазвичай, застосовують для виробництва виробів в аерокосмічній галузі або в енергетиці. Кераміку на основі нітриду кремнію (AS20)

рекомендують застосовувати для високошвидкісної обробки точінням і, навіть, фрезеруванням матеріалу інконель 718. Цей сплав характеризується високою стійкістю до викришування і помірною температурною стабільністю.

Компанія TaeguTec, оновивши лінійку інструментів із кераміки пластинами, виготовленими за технологією Wisker, пропонує для високошвидкісної обробки високоміцних і жароміцних матеріалів сплави TC430 (рис. 1.8).



Рисунок 1.8 – Структура сплаву TC430

Завдяки "підкладці" із оксиду алюмінію ( $Al_2O_3$ ) і нанесеними кристалами із карбиду кремнію (SiC) із підвищеною стійкістю до окислення, новий сплав забезпечує унікальні показники стійкості як до викришування, так і до стирання. Сплав TC430 показав кращий результат в умовах високих температурах, обумовлених високими швидкостями різання, завдяки комбінації унікальної фізичної мікроструктури та хімічних властивостей. Ця його особливість дозволяє обробляти жароміцні матеріали на основі нікелю (сплав Інконель, Веспаллой і Рене), сплави на основі титану, кобальту, а також загартовані сталі й чавуни на високих швидкостях різання. Область ефективного застосування описаних сплавів показано на рис. 1.9.

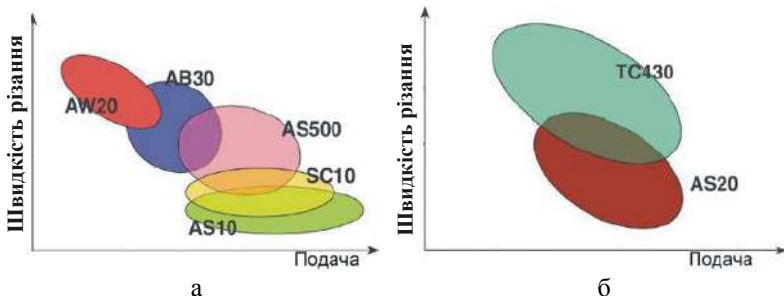
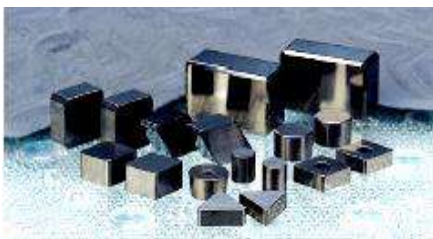


Рисунок 1.9 – Область ефективного застосування керамічних сплавів під час обробки чавуну (а) та жароміцних матеріалів (б)



*Загальні дані щодо застосування інструментальних матеріалів із кераміки на операціях точіння.* Керамічні сплави, у разі їх ефективного застосування, забезпечують достатньо високу продуктивність і значно скорочують машинний час та витрати на інструмент, порівняно із твердосплавними пластинами.

Характеристики керамічних пластин компанії TaeguTec представлено на рис. 1.10 та у табл. 1.3. Як видно, сплави на основі нітриду кремнію (AS10 і AS500) характеризуються високою стійкістю до викришування порівняно із матеріалами на основі оксиду алюмінію, які мають більш високу твердість. Більш детальне порівняння сплавів на основі нітриду кремнію й оксиду алюмінію показано у табл. 1.4.



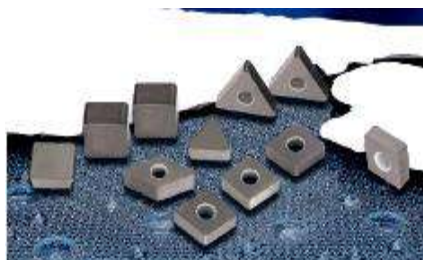
а



в



б



г

Рисунок 1.10 – Керамічні пластини із сплавів:  
AB20 (а), AB30 (б), AW20 (в), AS10 (г)

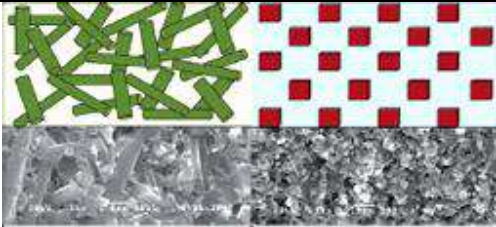
Із огляду на довгасту мікроструктуру зерен, можна зробити висновок, що нітрид кремнію достатньо в'язкий, а значить, більш механічно міцний, ніж оксид алюмінію. У той же час оксид алюмінію є більш твердим матеріалом через жорстку дрібнозернисту структуру. Стає очевидною рекомендація сплавів AS10 (або AS500) для чорнової обробки чавунів, тоді як сплави

AW20, AB20 і AB30 слід застосовувати для безперервного чистового точіння на високих швидкостях.

Таблиця 1.3 – Фізичні властивості керамічних металорізальних сплавів компанії TaeguTec

Сплав	AW20	AB20	AB30	TC430	AS 500	SC10	AS10	AS20
Склад	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ZrO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> Ti(C,N)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> TiC	SiC Whisker	SiAlON	CVD Si <sub>2</sub> N <sub>4</sub>	Si <sub>2</sub> N <sub>4</sub>	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> TiN
Густина	4,05	4,3	4,25	3,74	3,21	3,22	3,22	3,5
Твердість HRA	93,8	94,5	94,5	95,1	93,9	93,6	93,7	93,0
Кс (МПа/м <sup>1/2</sup> )	3,0	3,2	3,5	3,5	4,3	4,5	6,0	5,0
Особливість	← Хімічна стабільність			Фізична стабільність →				
Застосування	Чавун	Загартована сталь	Чавун	Жароміцні сплави	Чавун		Жароміцні сплави	

Таблиця 1.4 – Склад керамічних пластин на основі алюмінію та нітриду кремнію

Сплав		AS500 (нітрид кремнію)	AB20 (оксид алюмінію)
Склад	Основа	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	3,4
	Домішки	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> або окис	TiC, TiN та ін.
Стійкість до викришування		5 – 7	3 – 4
Твердість HV		1600 – 1900	1800 – 2100
Схематична діаграма і мікроструктура			

### 1.3. Нові рішення для високошвидкісної обробки сталей

Під час розробки та впровадження інструментів для високопродуктивної обробки металів компанія TaeguTec запропонувала унікальну профільну стружкоруйнуючу геометрію НВ для токарних пластин, яку можна із високою

ефективністю використовувати на чорнових та напівчистових операціях на верстатах із невеликими зусиллями різання (рис. 1.11). Пластини із геометрією НВ забезпечують не тільки високу продуктивність, але й високу якість обробленої поверхні завдяки ефективній евакуації стружки. При цьому збільшується термін служби інструмента.



Рисунок 1.11 – Особливості пластин із стружкоруйнуючою геометрією НВ

Пластини із новою геометрією НВ встановлюють на державки, що мають унікальну систему кріплення пластини, яка гарантує подвійне зусилля затиску. Якщо порівняти таку систему із методом кріплення ISO пластин, то експерименти підтверджують, що нова концепція геометрії пластини в комплексі з унікальною державкою зводить до мінімуму навантаження на верстат і збільшує стійкість ріжучої пластини.

Після порівняння на практиці двох систем кріплення у процесі точіння, отримано наступний результат.

Режими різання:  $V = 170$  м/хв,  $f = 0,8$  мм/об.,  $a_p = 5,0$  мм.

Матеріал деталі: сталь 45.

Заготовка:  $\varnothing 150$  мм  $\times$  L320 мм.

Із табл. 1.5 видно, що використовуючи державку із подвійним зусиллям затиску, стійкість пластини збільшується на 30 %. Порівнюючи нову геометрію пластини та унікальну концепцію затиску TaeguTec із інструментом інших компаній, можна зробити висновки щодо чистоти обробленої поверхні та зусилля різання під час обробки.

Таблиця 1.5 – Результати випробувань пластини CNMX 160712 HB

Державка	Пластина	Підкладна пластина	Стійкість пластини
PCLNR (ISO)	CNMX 160712 HB	LSC 53-NXS	6 деталей
HCLNR		LSC 54-NX	8,5 деталей

Режими різання:  $V = 150$  м/хв,

$$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.}) = 8 \times 0,5 \rightarrow 5 \times 0,5 \rightarrow 5 \times 1,0.$$

Матеріал деталі: сталь 45.

Довжина заготовки: 630 мм, довжина точіння: 100 мм.

Випробовувані пластини: CNMG 160612 (виробник А), CNMM 160612 (виробник Б) і CNMX 160712 (виробник TaeguTec).

Як видно із рис. 1.12,а і табл. 1.6, у яких наведено експериментальні дані випробувань, стружкоруйнувач HB показує найкращі результати за чистотою обробленої поверхні на всіх режимах різання.

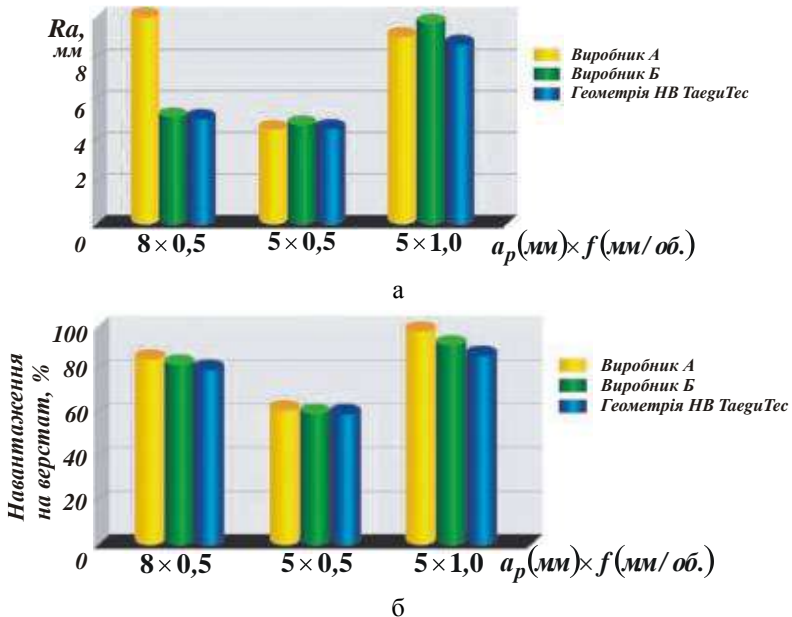


Рисунок 1.12 – Результати за чистотою поверхні  $R_a$  (а)

і за зусиллям різання (б)

Таблиця 1.6 – Значення параметра шорсткості поверхні  $R_a$  (мм)

$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.})$	8×0,5	5×0,5	5×1,0
CNMG 160612 (виробник А) двостороння	x	4,65	9,0
CNMM 160612 (виробник Б) одностороння	5,25	4,9	9,65
CNMX 160712 (виробник TaeguTec) двостороння	5,15	4,6	8,8

Як видно із рис. 1.12,б і табл. 1.7, під час обробки двосторонньою пластиною із стружкоруйнуючою геометрією НВ компанії TaeguTec верстат навантажений дещо менше, ніж під час обробки із односторонньою пластиною виробника Б і значно менше, ніж під час обробки двосторонньою пластиною виробника А. Крім геометрії пластини, на результат впливає й прилягання ріжучої пластини до підкладної пластини.

Таблиця 1.7 – Значення зусилля різання (навантаження на верстат), %

$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.})$	8×0,5	5×0,5	5×1,0
CNMG 160612 (виробник А) двостороння	x	4,65	9,0
CNMM 160612 (виробник Б) одностороння	5,25	4,9	9,65
CNMX 160712 (виробник TaeguTec) двостороння	5,15	4,6	8,8

Найбільш застосовуваними на підприємствах України є пластини із стружкоруйнувачем НВ: серії CNMX 1607 і SNMX 1507 із радіусами 1,2 мм і 1,6 мм. Область застосування пластин показано на рис. 3.13.

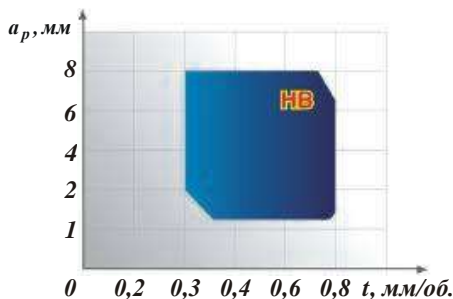


Рисунок 1.13 – Область застосування пластин із геометрією НВ

Пластини компанії TaeguTec, що мають геометрію НВ, розраховані на видалення великих об'ємів металу за незначний час із забезпеченням високої чистоти поверхні завдяки незначним зусиллям різання. Таким чином,

плануючи бюджет на закупівлю обладнання, підприємство може з упевненістю купувати менш дорогі верстати із невисокими енергосиловими характеристиками. Такий підхід суттєво знижує термін окупності вкладених інвестицій завдяки застосуванню нових інструментальних розробок компанії TaeguTec. Декілька підприємств України вже встигли повноцінно випробувати пластини із стружкоруйнувачем НВ, досягнувши значних економічних результатів шляхом заміни менш ефективного інструмента на інструмент компанії TaeguTec.

Ще одна дуже успішна розробка – це нова пластина для ультрависоких подач до 3 мм/об. (рис. 1.14). Дане рішення призначене для збільшення продуктивності та скорочення часу обробки на фінішних операціях. Двостороння пластина типу BNMX, що має шість ріжучих кромок, застосовується на операціях торцевого та поздовжнього точіння і, в ряді випадків, скорочує час обробки у 2,5 рази порівняно зі стандартними ISO пластинами.

Оптимізована стружкоруйнуюча геометрія:

- дизайн пластини розрахований для роботи на високих подачах
- низькі зусилля різання завдяки позитивній ріжучій кромці
- унікальні три точки затиску гарантують стабільність процесу обробки

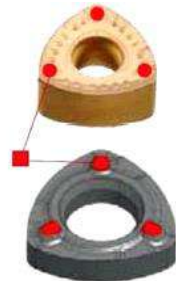


Рисунок 1.14 – Особливості пластин із геометрією НВ

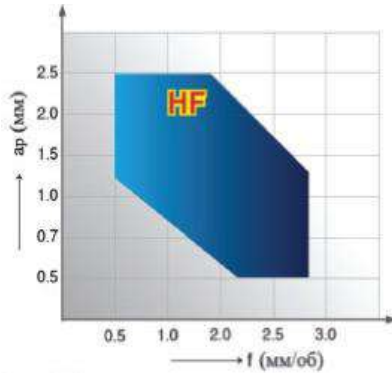
Пластини встановлюють на державки із подвійним зусиллям затиску, які описано раніше, що додає жорсткості процесу обробки. Пластина BNMX розрахована на обробку із глибиною різання до 2,5 мм і подачею до 3 мм/об. Що стосується чистоти обробленої поверхні цієї пластиною, то отримано наступні теоретичні показники, які наведено на рис. 1.15.

Практично можна отримати результат після проведення тестового випробування, порівнюючи пластину BNMX зі стандартними ISO пластинами інших виробників:

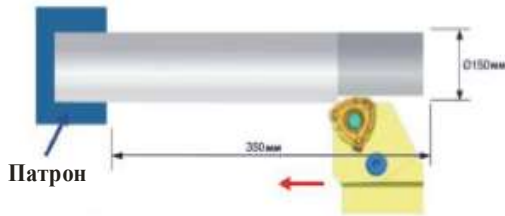
режими різання:  $V=150$  м/хв;

$$a_p(\text{мм}) \times f(\text{мм/об.}) = 0,75 \times 1,5 \rightarrow 0,75 \times 2,0 \rightarrow 0,75 \times 2,5 \rightarrow 0,75 \times 3,0.$$

Матеріал деталі: сталь 45.



а



б

Рисунок 1.15 – Область застосування пластин із геометрією HF (а) і ескіз обробки деталі (б)

Під час обробки з однаковими режимами різання пластина компанії TaeguTec показує кращий результат за чистотою обробленої поверхні. Під час обробки пластинами типу А і Б із високими подачами на обробленій поверхні місцями виникали вібрації (рис. 1.16).



Рисунок 1.16 – Оброблена поверхня. Сліди від вібрації

Обробка пластиною VNMX виявилася більш стабільною та не викликала вібрацій під час поздовжнього точіння. Встановлено, що стружкодріблення пластиною VNMX із геометрією HB є найстабільнішим (рис. 1.15,а). Пластина

забезпечує ефективну обробку на великих подачах, де пластини інших виробників руйнуються.

Отже, результатами впровадження пластин компанії TaeguTec типів BNMX і CNMX для машинобудівного підприємства можуть бути:

- зменшення собівартості виробів і збільшення можливостей виробництва завдяки підвищенню продуктивності (режимів обробки);
- поліпшення якості обробленої поверхні;
- економія на закупівлю ріжучого інструмента;
- економія на інвестиціях у металорізальне обладнання.

#### 1.4. Ефективність застосування пластини серії BLACK RUSH для обробки чавуну

Необхідно прагнути запропонувати споживачам інструмент із максимально стабільними характеристиками зі стійкістю, щоб кожна ріжуча кромка пластини забезпечувала стабільну обробку максимальної кількості деталей – незалежно від коливань якості одержуваних заготовок. Прикладом тому є нові пластини серії Black Rush для обробки чавуну (рис. 1.17).



а



б

Рисунок 1.17 – Пластини серії BLACK RUSH для обробки чавуну (а) і чавунні деталі (б)



Обробка чавуну є однією з найбільш широко застосовуваних операцій у машинобудуванні і, зокрема, у автомобілебудуванні. У цій галузі чавун застосовують для виготовлення наступних відповідальних деталей: блока циліндрів, гальмівних барабанів і дисків, картерів диференціала, стержнів, маховиків і багатьох інших технологічно складних у виробництві виробів (рис. 1.17,б). На підприємствах України з чавуну найчастіше виготовляють такі деталі: гільзу блоку циліндрів, корпус гідромотора, колесо робоче насоса, вісь, ролик, поршень, прокатні валки для металургії та ін.

Обробка чавуну різанням є одним із складних питань, що пов'язано із неоднорідністю його структури, яка залежить від марки, місця та якості виробництва. У зв'язку із цим, обробка кожного нового виробу вимагає індивідуального підходу з боку технологічної служби. Тому під час обробки чавунів можна отримати абсолютно різну витрату ріжучого інструмента у зв'язку з непередбачуваним впливом структури чавуну на стабільність обробки: у одній партії деталей стійкість може становити 100 деталей на ріжучу кромку, у наступній партії – вдвічі менше.

Для виготовлення автомобільних комплектуючих найчастіше використовують сірий і високоміцний чавун. Як показує досвід, на обробку різанням високоміцного чавуну витрачається в три рази більше інструментів, ніж на обробку сірого чавуну. Пов'язано це із тим, що високоміцний чавун із кулястим графітом містить більше кремнію, легуючих елементів і карбідів, які підвищують твердість і, відповідно, трудомісткість механічної обробки. У сірому чавуні включення пластинчастого графіту під час різання послаблюють металеву основу чавуну, що сприяє підвищенню ламкості стружки на графітових включеннях і, тим самим, поліпшенню процесу різання.

Під час обробки високоміцних чавунів різанням виділяється значна кількість тепла. Для запобігання інструмента від пластичних деформацій, пов'язаних із впливом підвищених температур, на твердосплавні пластини TaeguTec наносять достатньо товсте багат шарове покриття (близько 20 мкм), в якому шар оксиду алюмінію  $Al_2O_3$  (рис. 1.18) захищає основу пластини – твердий сплав, від перегріву. Крім того,  $Al_2O_3$  хімічно стабільний: він не вступає у реакцію із чавуном, що дозволяє уникнути хімічного зношування пластини. Більш того, все частіше рекомендують покриття, в яких  $Al_2O_3$  чергується із товстими шарами карбонітриду титану TiCN.

Завдяки інноваційним і запатентованим технологіям спікання твердих сплавів і нанесення покриттів, компанія TaeguTec відкрила нову лінію виготовлення пластин із твердих сплавів марок TT7005 і TT7015 із багат шаровим

покриттям, яке наносять методом CVD. Пластини, що виготовляються за розробленими технологіями, є найкращим вибором для обробки сірого та високоміцного чавуну, забезпечуючи високу продуктивність без ризику збільшення витрат інструмента (рис. 1.19).

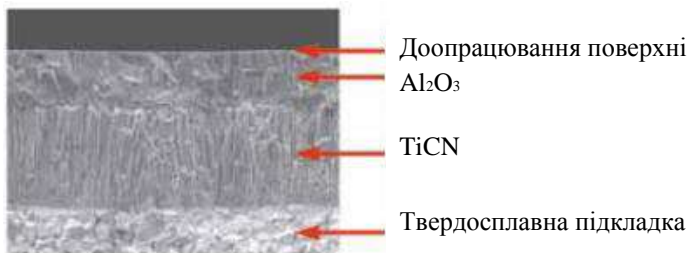


Рисунок 1.18 – Фотографія мікроструктури пластини

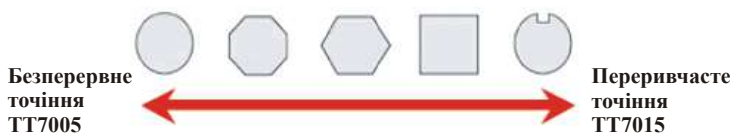


Рисунок 1.19 – Область застосування сплавів TT7005 і TT7015

Новий і поліпшений процес нанесення покриття на пластину знижує її зношування вздовж задньої поверхні та зношування у вигляді лунки, що часто виникає на ріжучій кромці інструмента під час високошвидкісної обробки сірого чавуну. Ефект полягає у тому, що вже після нанесення покриття Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> на пластину застосовують подальшу спеціальну обробку її поверхні для поліпшення шорсткості поверхні. Застосування пластин серії Black Rush, що виготовляють за технологією доопрацювання якості покриття, дозволяє зменшити силу різання до 25 % порівняно із раніше застосовуваними пластинами із сплавів марок TT1300 і TT7310. Сплави Black Rush гарантують стабільну стійкість інструмента незалежно від незначних коливань якості матеріалу оброблюваної заготовки, забезпечуючи стабільність і прогнозованість витрат ріжучого інструмента на виробництво деталей із чавуну.

Фізико-механічні властивості сплаву марки TT7005 сприяють його високій зносостійкості й визначають як кращий вибір для високошвидкісної обробки сірого або високоміцного чавуну, а значить, для підвищення продуктивності обробки.

У той же час висока зносостійкість і стійкість до відколів сплаву марки TT7015 забезпечують високу ефективність під час різання сірого і високоміцного чавуну в умовах роботи із ударом. Наприклад, у зв'язку із геометрією і (або) неоднорідністю властивостей поверхні заготовки.

Застосування пластин із сплаву марки TT7005 серії BlackRush рекомендується:

- для високошвидкісної обробки сірого і високоміцного чавуну;
- для забезпечення оптимальної продуктивності під час високошвидкісної безперервної обробки чавуну, завдяки високій зносостійкості пластин.

Застосування пластин зі сплаву марки TT7015 рекомендується:

- для спільної обробки сірого і високоміцного чавуну;
- під час переривчастого різання, завдяки надійній та стабільній стійкості за рахунок більш високої міцності за зазначених умов;
- під час переривчастого різання, завдяки покращеній стійкості до відколу та більш високій міцності завдяки високій адгезії між шарами покриття і підкладкою.

## **1.5. Підвищення ефективності механічної обробки отворів**

Компанія TaeguTec є світовим лідером у виробництві інструментів для обробки отворів. У своєму арсеналі вона має наступні серії інструментів:

- H-Drill – монолітні твердосплавні свердла;
- MQL Drill – монолітні твердосплавні свердла для свердління глибоких отворів (до 20 діаметрів) із застосуванням мінімальної кількості МОР;
- T-Drill – свердла із механічним кріпленням пластин;
- T-Cap – багатофункціональний інструмент для свердління, розточування та торцевого зовнішнього точіння;
- T-CHAMFER – комбіновані свердла для одночасного зняття фаски;
- T-Deer – інструментальні системи для глибокого свердління;
- TS (TB, TM) – REAM-розгортки.

Як відомо, головними критеріями під час вибору свердла є діаметр оброблюваного отвору, глибина свердління та, звичайно ж, матеріал заготовки. Найбільш важливим параметром, що впливає на вибір технології обробки отворів, є відношення глибини отвору до його діаметра ( $L_{ome}/D$ ). У сучасній металообробці прийнято вважати отвори неглибокими, якщо це відношення не перевищує 5. Для обробки таких отворів без будь-яких обмежень можуть бути застосовані всі види свердління із остаточним доопрацюванням кінцевим і роз-

точувальним інструментом. У той же час до глибоких отворів однозначно відносять отвори із відношенням  $L_{ome}/D > 20$ . У цьому випадку використовують спеціалізоване обладнання та інструмент для глибокого свердління і розточування, відмінною рисою яких є наявність напрямних елементів для опори ріжучої частини інструмента об стінки самого оброблюваного отвору.

Найбільш доцільним методом отримання отворів діаметром від 12,5 до 80 мм і глибиною до 4 – 5 діаметрів є обробка збірними свердлами зі змінними пластинами, що неперезагострюються, серії T-Drill. Вони забезпечують найменші інструментальні витрати порівняно із усіма іншими системами.

Серія T-Drill – це високопродуктивні свердла із механічним кріпленням квадратних пластин, які мають по 4 ефективні ріжучі кромки. Типорозмір пластин T-Drill представлено у діапазоні від 5 мм до 14 мм, у залежності від габаритів корпусу свердла. Різні тверді сплави та види стружкоруйнуючої геометрії дозволяють обробляти практично весь спектр матеріалів.

Стружкоруйнувачі:

DG – універсальне застосування під час обробки сталей (рис. 1.20,а);

DK – обробка чавуну (рис. 1.20,б);

DA – полірована передня поверхня пластини (рис. 1.20,в) для обробки алюмінію та кольорових матеріалів.



Рисунок 1.20 – Пластини SPMG зі стружкоруйнувачами:  
DG (а); DK (б); DA (в)

Сплави:

- TT9030 – обробка всіх типів матеріалів, оптимальний опір механічному удару;
- TT8020 – міцний сплав для обробки нестійких поверхонь або для пакетної обробки;
- TT6030 – сплав для обробки чавунів;
- TT7400 – сплав для периферійних пластин в умовах обробки вуглецевої та легованої сталей;

- K10 – твердий сплав для обробки алюмінієвих матеріалів.

Свердла серії T-Drill є високопродуктивними і працюють із високими швидкостями різання (табл. 1.8).

Таблиця 1.8 – Режими різання T-Drill

Оброблюваний матеріал	Швидкість різання $V$ , м/хв	Подача $F_{об}$ , мм/об.
Сталь	130 – 250	0,05 – 0,25
Нержавіюча сталь	170 – 240	0,05 – 0,19
Чавун	130 – 250	0,06 – 0,30
Титановий сплав	30 – 60	0,05 – 0,24
Алюміній	330 – 380	0,06 – 0,26

Для економічно обґрунтованого свердління отворів великих діаметрів (більше 50 мм), компанія TaeguTec рекомендує використовувати свердла серії T-Drill із двома картриджами (рис. 1.21).



Рисунок 1.21 – Свердло серії T-Drill із картриджами

У комплект одного свердла входять центральний (нерухомий) картридж, який перекриває центр свердла, та периферійний картридж із можливістю регулювання діаметра свердління завдяки комплекту настановних пластин. Ці пластини розміщуються між корпусом свердла і периферійним картриджем. Таким чином, маючи один корпус свердла, наприклад, TDR 2567-73-50T2-11CA, можна здійснювати обробку отворів від діаметра 67 мм до 73 мм включно.

Для більш стабільного свердління компанія TaeguTec пропонує периферійні картриджі фіксованого розміру без настановних пластин або свердла із монолітним корпусом без картриджів.

Під час обробки отворів велике значення має жорсткість свердла. Найбільш важливим параметром, що впливає на жорсткість, є відношення глибини до діаметру свердління ( $L_{ome}/D$ ). Але навіть в умовах обробки свердлами серії T-Drill на глибину 5 діаметрів забезпечується жорсткість, більша, ніж в умовах обробки подібним інструментом інших виробників. Цей результат досягається завдяки розміщенню пластини під певним кутом (кутом "атаки") на корпусі свердла, що сприяє утворенню мінімальних вібрацій у процесі свердління.

На всі корпуси свердел серії T-Drill нанесено зносостійке покриття NickoTec, яке запобігає налипанню стружки.

У процесі свердління метал (стружка, що зрізується) постійно контактує із корпусом свердла та сприяє його швидкого зношування. Тому додатковою перевагою корпусу T-Drill є спеціальна загартована область у зоні контакту стружки і корпусу (рис. 1.22).



Рисунок 1.22 – Загартована область

Заслугове уваги конструкція каналів для подачі МОР (рис. 1.23). Під час виготовлення свердел T-Drill компанія TaeguTec використовує унікальну технологію отримання гвинтових каналів для подачі МОР у корпусах. Завдяки розташуванню каналів для подачі МОР в пір'ї свердла, поблизу периферії корпусу вдається зменшити товщину серцевини й, відповідно, збільшити пропускну здатність канавок для стружки. Ця конструкція дозволяє не тільки поліпшити стружковидалення і збільшити ресурс роботи свердла, але й значно знижує навантаження на обладнання у процесі різання.

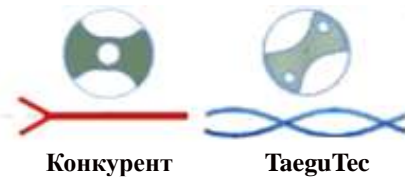


Рисунок 1.23 – Конструкція каналів для подачі МОР

Щоб усунути необхідність використання коштовних свердел спеціального діаметра, компанія TaeguTec пропонує використовувати патрони із регульованим діаметром свердління серії FITBORE для свердел із механічним кріпленням пластин. Діапазон регулювання діаметра становить від  $-0,30$  до  $+1,30$  мм. Допуск на діаметр отвору – у межах  $\pm 0,02$  мм.

## 1.6. Забезпечення високоточної обробки отворів

Із кожним роком машинобудівники усього світу, конкуруючи один з одним, виготовляють все більш складні високотехнологічні вузли та механізми. Це потребує підвищення кваліфікації технічного персоналу компаній для забезпечення високої якості обробки найбільш відповідальних деталей таких виробів. В основному, мова йде про допуски на розміри та вимоги до шорсткості поверхні, якщо обмежитися лише технологічними показниками процесів обробки. Тому кращі світові виробники інструментів намагаються працювати з випередженням для своєчасного задоволення підвищених вимог замовників до інструменту.

Південнокорейська компанія TaeguTec запропонувала декілька інноваційних рішень в області обробки отворів (рис. 1.24), які виявилися достатньо своєчасними для машинобудівників, що виробляють прецизійні деталі. По-перше, це серія твердосплавних коронок DRILLRUSH.

Новою розробкою цієї серії є коронки із подвійною стрічкою (рис. 1.25), яка забезпечує високі показники шорсткості поверхні та точності оброблених отворів. Коронка випускається із геометрією "P" для якісного поліпшення операцій свердління сталевих заготовок. Наприклад, після свердління легованих сталей є легко досяжним клас шорсткості нижче  $R_a = 1,6$  мкм і допуск за циліндричністю та прямолінійністю – до  $0,05$  мм незалежно від довжини інструмента. Ці показники в деяких випадках дозволяють повністю відмовитися від додаткових чистових операцій.

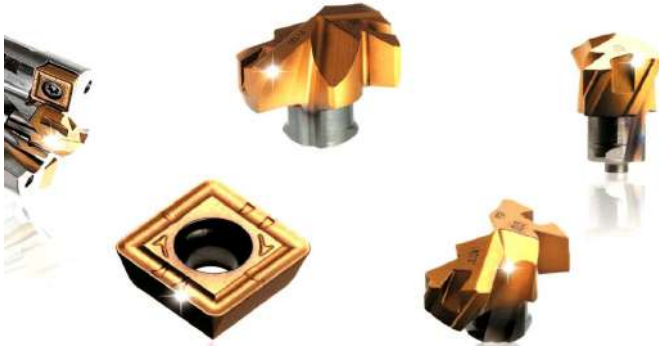


Рисунок 1.24 – Ріжучі пластини та коронки для обробки отворів



Рисунок 1.25 – Коронка із подвійною стрічкою

Якщо порівнювати звичайну коронку й оновлену коронку DRILLRUSH (рис. 1.26), то остання має 4 напрямні поверхні (по дві на кожній ріжучій кромці), що забезпечує жорсткий допуск геометрії отворів, поліпшену шорсткість поверхні та стабільну продуктивність за рівних рекомендованих режимів різання. У підсумку ці переваги забезпечують підвищену продуктивність і високу якість обробки порівняно із будь-якими монолітними твердосплавними, що застосовувалися раніше, або іншими традиційними свердлами будь-якого виробника. Діапазон діаметрів отворів, які здійснюються свердлами із коронками із подвійною стрічкою DRILLRUSH, – від  $\varnothing 8$  до  $\varnothing 19,5$  мм із кроком 0,5 мм.

Необхідно зазначити, що такий новий тип коронок із подвійною стрічкою у даний час виготовляється зі сплаву GoldRush TT9080, що добре зарекомендував себе на операціях свердління, забезпечуючи неперевершену стій-



кість інструменту, та сумісний зі стандартними корпусами коронок DRILLRUSH.

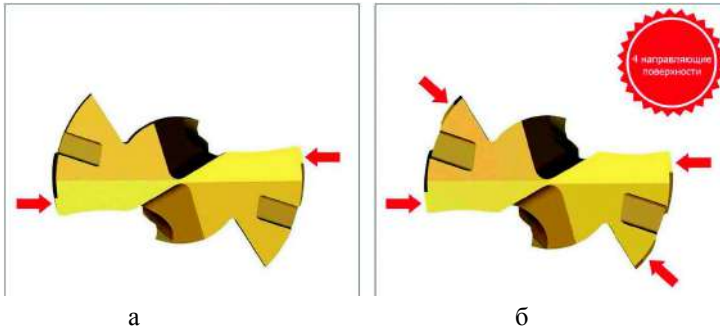


Рисунок 1.26 – Звичайна коронка (а) та оновлена коронка із подвійною стрічкою (б)

Слід зазначити абсолютно нову серію свердел TWINRUSH (рис. 1.27), створену інженерами компанії TaeguTec спеціально для прецизійної обробки отворів великого розміру, гарантуючи не тільки високу якість, але й високу продуктивність обробки. Серія являє собою симбіоз переваг двох твердосплавних інструментів на одному корпусі: коронки DRILLRUSH і пластини TOPDRILL.

Конструкція інструмента складається із корпусу свердла підвищеної твердості із PVD-покриттям із сплаву TT9080 та встановлених ріжучих твердосплавних пластин двох типів: центральної пластини (коронки), що забезпечує точну зацентрівку свердла із метою досягнення високої співвісності і прямолінійності під час обробки отворів, а також пари прецизійних квадратних пластин типу SPGX із 4 ріжучими кромками, які мають геометрію Wiper для досягнення поліпшеної шорсткості поверхні.

Дві зовнішні пластини представляють спеціально розроблені економічні пластини. Ці пластини розташовані симетрично від осі свердла, що дозволяє використовувати їх разом із коронкою та забезпечувати підвищену (подвійну) продуктивність. Корпуси нових свердел, зазвичай, оснащені спіральними каналами для подачі MOP. Новинка TWINRUSH від компанії TaeguTec представлена свердлами діаметрів від Ø26 до Ø 45 мм із кроком 1 мм і довжиною ріжучої частини 5 D.



Рисунок 1.27 – Свердла серії TWINRUSH

Таке нове інструментальне рішення дозволяє ефективно здійснювати свердління без пілотного отвору, досягаючи високої якості (клас точності IT 10–11) деталі.

## 1.7. Ефективне застосування різальних інструментів в умовах високошвидкісної обробки

Авіа- та енергобудівні підприємства випробовують зростаючий тиск ринку, пов'язаний із глобальним масштабом конкуренції та підвищенням собівартості обробки більш якісних, але важкооброблюваних матеріалів. Зростає попит на нові інструментальні рішення із ефективною обробки виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів, без значних додаткових інвестицій. Рішенням є застосування інноваційних ріжучих інструментів, які не тільки перевершують за технічними характеристиками традиційні інструменти, але й знижують витрати на виробництво [14]. Так, одна з найбільших металообробних компаній світу TaeguTec (Південна Корея), відповіла на цей виклик ринку розширенням серії інструмента ChaseMold і новими геометрич-

ними формами пластин, які задовільняють потребу виробництва аерокосмічної та енергетичної галузі на операціях обробки деталей, виготовлених із пластичних і важкооброблюваних матеріалів (рис. 1.28).



Рисунок 1.28 – Нові геометрії пластин

Одна з нових розробок металорізального інструмента ChaseMold – це стружкоруйнуюча геометрія MM серії пластин RYM(H)X, що дозволяє значно зменшити відсоток бракованих виробів в умовах виробництва кошовної продукції авіаційної промисловості. Завдяки таким особливостям, як посиленна різальна кромка та збільшений передній кут (рис. 1.29), стружкоруйнувач MM забезпечує відчутне зменшення сили різання та запобігає відколу пластин на відповідальних операціях механічної обробки деталей.



Рисунок 1.29 – Стружкоруйнувач MM



Рисунок 1.30 – Геометрії пластин MLL і L

Вибір пластин із геометрією MM – це стабільна обробка і незначна силова напруженість процесу різання важкооброблюваних і пластичних матеріалів, таких як нержавіючі сталі та сплави на основі титана, які широко використовують в аерокосмічній і енергетичній галузях, а також для виробництва прес-форм і штампів. Геометрії пластин MLL і L (рис. 1.30) оптимальні для обробки жароміцних суперсплавів (HRSA), таких як сплави на основі титану,

кобальту і нікелю. Пластини із цією геометрією різальної кромки відрізняються більш позитивним переднім кутом, що сприяє підвищенню ефективності процесу різання та зниженню зусиль різання, а унікальний дизайн насічок не допускає налипання пластичних матеріалів на передню поверхню пластини.

Пластини ChaseMold із стружкоруйнувачем L достатньо ефективні для механічної обробки деталей із жароміцних сплавів, наприклад, інконеля та матеріалів, до складу яких входить титан.

Стружкоруйнівна геометрія ML – безперечний лідер на операціях виготовлення деталей із важкооброблюваних матеріалів із застосуванням підвищених режимів різання, тобто в умовах високошвидкісної обробки. Серія випробувань вищеописаних розробок TaeguTec із аналогічними продуктами світових виробників інструмента підтвердила їхню перевагу. Нові пластини серії ChaseMold значно перевершують найближчих конкурентів в умовах обробки інконеля і титанових сплавів. У 2015 році у виробничих умовах провідного українського підприємства аерокосмічної галузі були успішно випробувані пластини серії ChaseMold, які показали позитивні результати (табл. 1.9) під час обробки титана BT22 (рис. 1.31): досягнуто збільшення стійкості інструмента та високу якість оброблюваних поверхонь.

Таблиця 1.9 – Результати випробувань інструмента ChaseMold під час обробки титана BT22

	Серія ChaseMold
Деталь	Кронштейн
Оброблюваний матеріал	Титан BT22
Верстат	5-ти осьовий обробний центр
Корпус фрези	Модульна головка $\varnothing 32R6$ TERY 332-M16-12
Пластина	RYMX 1205-ML TT3540
Швидкість, м/хв	35
Кількість обертів, об./хв	350
Подача, мм/хв	150
Глибина різання, мм	2
Ширина різання, мм	1 – 32
Стійкість 1 кромки, хв	307

Досягнутий ефект гарантував новий сплав TT3540 (рис. 1.32). Цей унікальний інструментальний матеріал спеціально розроблений фахівцями

ТаeguТес для аерокосмічної галузі з метою ефективного фрезерування важко-оброблюваних матеріалів, таких як жароміцні, нержавіючі та титанові сплави. Нові інструменти у ряді ChaseMold позитивно зарекомендували себе під час обробки титанових сплавів у США, які також широко використовують в аерокосмічній галузі.



Рисунок 1.31 – Шасі з титана BT22

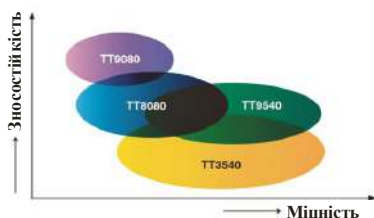


Рисунок 1.32 – Показники зносостійкості та міцності нових інструментальних матеріалів

Різальні пластини мають PVD покриття та є найсучаснішим рішенням для ряду сплавів, які застосовують під час виготовлення фрезерних інструментів. Ще одна корисна новинка від інженерів компанії ТаeguТес – два нових типи пластин RYMX універсальної серії інструмента ChaseMold (рис. 1.33).



Рисунок 1.33 – Нові типи пластин RYMX

Раніше споживачам інструмента ТаeguТес уже надавалася можливість використовувати 8 різальних кромок на пластинах типу RYMX, але при цьому глибина різання повинна перебувати у межах заданого значення. Як тільки глибина різання перевищувала рекомендовану, ця можливість скорочувалася вдвічі – робочими виявлялися тільки 4 різальні кромки. Для підвищення

ефективності обробки розроблено та запущено у виробництво пластини типу RYMX 12 із 6-ма різальними кромками для глибини різання до 2,5 мм (рис. 1.34) і типу RYMX 16 із 7-ма кромками для глибини різання до 3,5 мм (рис. 1.35).



Рисунок 1.34 – Пластини типу RYMX 12



Рисунок 1.35 – Пластини типу RYMX 16

Більш того, нові пластини знижують витрати на інструмент, оскільки їх встановлюють на стандартні корпуси фрез серії ChaseMold – торцеві та кінцеві фрези, а також на модульні головки.

### 1.8. Досвід ефективного застосування ріжучих керамічних пластин

Спочатку слід розглянути високошвидкісне точіння циліндрів. Експериментально встановлено, що найбільш ефективно обробку циліндрів здійснювати із застосуванням різальних керамічних пластин на основі сплаву AW20 (AW1030), які характеризуються високою стійкістю по відношенню до пластин, виготовлених з інших сплавів, і забезпечують високу якість оброблених поверхонь. Це впливає, наприклад, із рис. 1.36. Так, стійкість різальних керамічних пластин на основі сплаву AW1030 удвічі перевищує стійкість пластини-конкурента (A1). Різальна пластина із керамічного сплаву AW1030 складається із чистих оксидів з PVD TiAl покриттям та із спеціально підготовленою кромкою, завдяки чого досягається висока стійкість пластини.

Розглянемо умови підвищення ефективності процесу точіння диска. В процесі високошвидкісного точіння чавунних дисків доцільно використовувати різальні пластини з керамічного сплаву AS500. Цей сплав має високу твердість і високу стійкість до викрашування завдяки спеціальному дизайну й новій технології виготовлення. Надійність цього сплаву підтверджена великою кількістю виробничих випробувань в усьому світі.

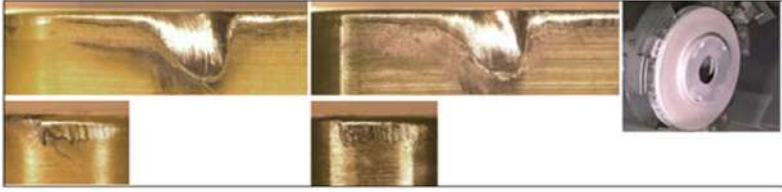


Рисунок 1.36 – Зразок зношування керамічних пластин на основі SiAlON після обробки 150 деталей зі сплавом AS500 (а); після обробки 100 деталей із сплавом В1 (конкурент): диск 15";  $V = 600$  м/хв;  $f = 0,65$  мм/об.;  $ap = 2 - 3$  мм, без охолоджувальної рідини. Пластина SNGX 150716 T7 -CH

На рис. 1.10,а показано керамічні пластини після точіння дисків. Установлено, що різальні пластини з керамічного сплаву AS500 мають стійкість на 30 % вищу, ніж найближчі за якістю пластини-конкуренти із подібним складом сплаву. Завдяки сполученню подвійної альфа/бета-фази сплаву SiAlON і кристалічної зв'язки, досягається висока стійкість ріжучого інструмента із кераміки. Альфа-фаза сплаву SiAlON забезпечує високу зносостійкість, а бета-фаза збільшує стійкість інструмента до викрашування. У сумі ці властивості забезпечують високу продуктивність порівняно із будь-якими конкурентами на операції точіння диска.

Розглянемо умови підвищення ефективності процесу обробки валків, виготовлених зі сталі. Практикою встановлено, що ріжучі керамічні пластини можуть ефективно використовуватися на операціях чорнового точіння валків, виготовлених на основі заліза з високою твердістю, особливо із швидкорізальної, високохромістої або нікельвмісних сталей. Ріжучі пластини із керамічного сплаву AS500 (TaeguTec) рекомендується використовувати для чорнового точіння, а із керамічного сплаву AB20 – для чистої обробки надзвичайно твердих валків. Наприклад, чорнове точіння валків показане на рис. 1.37. Як видно, стійкість ріжучих пластин з керамічного сплаву AS500 на 40 % вище, ніж стійкість сплаву-конкурента на основі Si. На рис. 1.38 показано результати випробування ріжучих пластин на операціях чистої обробки. Як видно, керамічний сплав AB20 має високу стійкість на фінішних операціях обробки швидкорізальних валків.

Підводячи підсумки, слід зазначити, що компанія TaeguTec виготовляє унікальні та високоякісні металоріжучі керамічні пластини для різних операцій обробки, наприклад таких, як високошвидкісне точіння блоків циліндрів, обробка великими пластинами твердосплавних валків та ін.



Рисунок 1.37 – Чорнове точіння валків (HS50):  $\varnothing$  313 мм;  $V = 50$  м/хв;  $f = 0,5$  мм/об.; глибина різання 26 мм; без охолоджувальної рідини. Пластина LNU6688T, AS500 (TaeguTec), S1 (Конкурент)

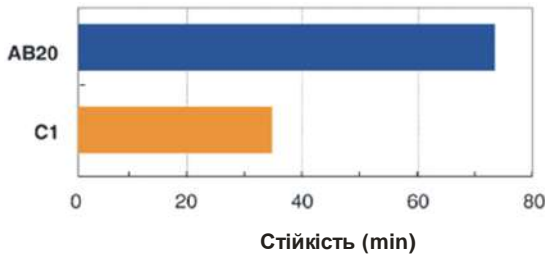


Рисунок 1.38 – Чистове точіння швидкорізальної сталі (HS85):  $\varnothing$  610 мм;  $V = 48$  м/хв;  $f = 0,32$  мм/об.; глибина різання 4,3 мм; без охолоджувальної рідини. Пластина T11-3219, AB (TaeguTec), C1 (Конкурент)

Керамічний сплав на основі SiAlON AS500 є новітньою розробкою для високошвидкісного точіння чавунних дисків, бандажів підшипників і чорнового точіння залізовмісних валків, а PVD-Сплав AW11030 є найбільш ефективним для безперервного точіння сірого чавуну. Сплав PVD AB2010 забезпечує високу стійкість інструмента на операціях швидкісного точіння загартованих сталей.

Слід зазначити, що високошвидкісна механічна обробка є одним із пріоритетних напрямів сучасної технології виготовлення деталей літальних апаратів. Впровадження такої обробки в авіаційну промисловість дозволяє суттєво підвищити продуктивність праці при одночасному підвищенні точності обробки та якості виготовлення літакових деталей. В авіаційних конструкціях знаходять широке застосування високоміцні алюмінієві, магнієві й титанові сплави. Під час виготовлення деталей і вузлів літаків до 25 – 35 % від загальної трудомісткості виготовлення виробів становлять операції меха-



нічної обробки на металорізальних верстатах. Тому компанія Doosan (Південна Корея), орієнтуючись на замовника, постійно розробляє та впроваджує передові технології металообробки у машинобудуванні, створюючи встаткування високої якості.

П'ятиосьовий портальний обробний центр Doosan VM 2740U (рис. 1.39) спеціально спроектований для обробки авіаційних деталей складної форми за один установ, що дозволяє поліпшити якість одержуваних виробів, а також знизити собівартість їхнього виготовлення порівняно із традиційною обробкою на декількох верстатах.



Рисунок 1.39 – Обробний центр Doosan VM 2740U

Обробний центр Doosan VM 2740U уже в базовому виконанні оснащений цілим набором додаткових опцій, які дозволяють виконувати високошвидкісну прецизійну обробку цілого ряду традиційних для аерокосмічної галузі деталей. Точність позиціонування за трьома лінійними осями зберігається постійною при самому навантаженому режимі роботи завдяки системі термокомпенсації.

## Висновки

1. Застосування ріжучих інструментів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, із нанесеними на їх робочі поверхні зносостійкими покриттями, дозволяє обробку здійснювати в умовах підвищених температур різання із високими показниками якості та продук-

тивності обробки. До таких інструментів слід віднести тврдосплавні та керамічні інструменти виробництва всесвітньо відомої компанії TaeguTec (Південна Корея). Тому рекомендується в області токарної обробки застосування нових збірних конструкцій ріжучих інструментів із пластинами із стружкоруйнуючою геометрією PC і FC, виготовлених із сплаву TT8115, для високопродуктивної обробки сталі. Двосторонні пластини із новою стружкоруйнуючою геометрією PC для напівчистої обробки і FC для чистої обробки забезпечують поліпшений відвід стружки під час точіння деталей з кованих сталей, які використовуються в автомобілебудівній промисловості. Застосування пластин зі сплаву TT8115 дозволяє обробляти сталь на високих швидкостях різання як із застосуванням MOP, так і без неї, що вигідно відрізняє їх від роботи напайними пластинами та пластинами інших виробників.

2. Для операцій високошвидкісного точіння важкооброблюваних матеріалів рекомендується застосування ріжучих пластин із кераміки та із вставками CBN. Так, для безперервного напівчорнового точіння загартованих сталей зі значною твердістю інструментом, оснащеним вставками із CBN, рекомендується новий сплав ТВ610, який має високу корозійну стійкість і хімічну стабільність. Для обробки чавунів інструментом, оснащеним вставками із CBN, слід використовувати сплав ТВ730, що відрізняється високою твердістю і "тріщиностійкістю" під час чорнового точіння сірих чавунів і чавунів із кулястим графітом.

3. Для високошвидкісного точіння керамічними пластинами рекомендуються керамічні сплави, що мають достатньо високу твердість і значний опір до окислення порівняно із іншими інструментальними матеріалами, які характеризуються підвищеною стійкістю до утворення тріщин і ударною стійкістю за температурою понад 1000<sup>0</sup>. Для високошвидкісної обробки чавунів (наприклад, чавунних деталей типу циліндр) інструментом із кераміки слід використовувати керамічні пластини із сплаву – чистого оксиду алюмінію AW20, що характеризується високою твердістю та помірною в'язкістю.

Для високошвидкісної обробки жароміцних сталей, а також матеріалів на основі нікелю, рекомендується використовувати інструменти із кераміки на основі нітриду кремнію (AS20). Даний сплав має високу стійкість до викришування та помірну температурну стабільність.

Для високопродуктивної обробки деталей на чорнових та напівчистових операціях точіння на верстатах із невеликими зусиллями різання можна запропонувати унікальну профільну стружкоруйнуючу геометрію HB для токарних пластин. Пластини із геометрією HB забезпечують не тільки високу

продуктивність, але й високу якість оброблюваної поверхні завдяки ефективній евакуації стружки. При цьому збільшується термін служби інструмента.

Для обробки чавуну слід запропонувати нові пластини серії Black Rush, що забезпечують стабільну обробку максимальної кількості деталей – незалежно від коливань якості одержуваних заготовок. Для запобігання інструмента від пластичних деформацій, пов'язаних із впливом підвищених температур, на твердосплавні пластини наносять достатньо товсте багат шарове покриття (близько 20 мкм), в якому шар оксиду алюмінію  $Al_2O_3$  захищає основу пластини – твердий сплав, від перегріву. Крім того, оксид алюмінію  $Al_2O_3$  хімічно стабільний: він не вступає у реакцію із чавуном, що дозволяє уникнути хімічного зношування пластини. Більш того, все частіше рекомендуються покриття, в яких оксид алюмінію  $Al_2O_3$  чергується із товстими шарами карбонітриду титану TiCN.

Встановлено, що найбільш доцільним методом отримання отворів діаметром від 12,5 до 80 мм і глибиною до 4 – 5 діаметрів є обробка збірними свердлами зі змінними пластинами, що неперезагострюються, серії T-Drill. Вони забезпечують найменші інструментальні витрати порівняно із усіма іншими системами. Серія T-Drill – це високопродуктивні свердла із механічним кріпленням квадратних пластин, які мають по 4 ефективні ріжучі кромки. Типорозмір пластин T-Drill представлено у діапазоні від 5 мм до 14 мм залежно від габаритів корпусу свердла. Різні тверді сплави та види стружкоруйнуючої геометрії дозволяють обробляти весь спектр матеріалів.

Для обробки отворів у прецизійних деталях слід використовувати серію твердосплавних коронок DRILLRUSH виробництва Південнокорейської компанії TaeguTec, наприклад, коронку із подвійною стрічкою, яка забезпечує високі показники шорсткості поверхні та точності оброблених отворів.

Для прецизійної обробки отворів великого розміру, гарантуючи не тільки високу якість, але й високу продуктивність, можна використовувати нову серію свердел TWINRUSH, що представляє собою симбіоз переваг двох твердосплавних інструментів на одному корпусі: коронки DRILLRUSH і пластини TOPDRILL. Конструкція інструменту складається із корпусу свердла підвищеної твердості із PVD-покриттям із сплаву TT9080 і встановлених ріжучих твердосплавних пластин двох типів: центральної пластини (коронки), що забезпечує точну зацентровку свердла із метою досягнення високої співвісності та прямолінійності під час обробки отворів, а також пари прецизійних квадратних пластин типу SPGX із 4 ріжучими кромками, які мають геометрію Wiper для досягнення поліпшеної шорсткості поверхні.

## Розділ 2

### Теоретичний аналіз умов зниження теплової напруженості механічної обробки

#### 2.1. Обґрунтування умов ефективного застосування високошвидкісного різання матеріалів

Обробка матеріалів різанням в даний час є основним методом формотворення поверхонь під час виготовлення високоточних і високоякісних деталей машин. Це вимагає пошуку нових ефективних рішень із вдосконалення процесів різання матеріалів, головним чином, завдяки збільшенню швидкості різання шляхом застосування високошвидкісного різання.

За останні десятиліття у цьому напрямі досягнуто значні успіхи: створено верстати та лезові ріжучі інструменти, які можуть реалізувати швидкості різання 100 – 200 м/с. Ці верстати та інструменти закордонного виробництва, однак вони знаходять застосування і на промислових підприємствах України: забезпечують підвищення продуктивності, точності та якості виготовлення промислової продукції. Між тим, їхні потенційні технологічні можливості використовуються не повною мірою, що пов'язано, перш за все, із недостатнім досвідом їх застосування, особливо, в умовах високошвидкісного різання. Тому важливо теоретично обґрунтувати технологічні можливості та шляхи удосконалювання високошвидкісного різання.

У загальному випадку потужність різання визначається добутком тангенціальної складової сили різання  $P_z$  і швидкості різання  $V$ , тобто  $N = P_z \cdot V$ . Очевидно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  потужність різання  $N$  збільшується. Наприклад, зі збільшенням  $V$  із 2 до 100 м/с потужність різання  $N$  (за умови  $P_z = const$ ) збільшується у 50 разів і може досягти достатньо великих значень. Тому реалізація високошвидкісного різання вимагає створення металорізальних верстатів підвищеної потужності.

Зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується час контакту інструмента з фіксованим перетином оброблюваної деталі, у результаті чого зменшується час теплового впливу на деталь. Це сприяє поліпшенню якості обробки. Більша частина тепла відводиться стружкою, що утворюється. Однак, при цьому збільшується потужність  $N$  теплового потоку у зоні різання, що призводить до збільшення температури різання  $\theta$ .

Даний висновок впливає з найпростішої залежності з курсу фізики, що встановлює зв'язок між потужністю теплового потоку  $N$  і різницею температур  $(\theta_1 - \theta_2)$  на двох поверхнях стінки товщиною  $l$  (умовно рівній товщині різця):

$$N = \lambda \cdot S \cdot \frac{(\theta_1 - \theta_2)}{l}, \quad (2.1)$$

де  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу різця, Вт/(м·К);

$S$  – поверхня стінки (площа контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця в м<sup>2</sup>);

$\theta_1 - \theta_2 \approx \theta$  – температура різання, К.

Якщо представити потужність теплового потоку  $N$  у вигляді [93]:  $N = \sigma \cdot S_1 \cdot V$ , то після перетворень залежності (2.1) отримано:

$$\theta = \frac{\alpha \cdot \sigma \cdot l \cdot V}{\lambda}, \quad (2.2)$$

де  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

$S_1 = \alpha \cdot S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$\alpha$  – безрозмірний коефіцієнт, залежний від товщини стружки і товщини зрізу ( $\alpha < 1$ ).

Температура різання  $\theta$  визначається швидкістю різання  $V$ , що погодиться із практикою різання: період стійкості інструмента обумовлений, головним чином, швидкісним чинником.

Параметр  $S$  явно в залежність (2.2) не входить. Він пов'язаний із температурою різання  $\theta$  коефіцієнтом  $\alpha$ , який мало змінюється зі зміною параметра  $S$ . Із цього можна зазначити, що площа поперечного перерізу зрізу  $S$  несуттєво впливає на температуру різання  $\theta$ . Тому з метою підвищення продуктивності обробки її доцільно збільшувати. Однак, збільшення  $S$  обмежене міцністю інструмента.

Зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням параметрів  $\alpha$ ,  $\sigma$ ,  $l$ ,  $V$  і збільшенням  $\lambda$ . Як відомо, зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується умовне напруження різання  $\sigma$ , однак, не суттєво. Тому зі збільшенням швидкості різання  $V$ , в остаточному підсумку, температура різання  $\theta$  буде збільшуватися. Властиво, цим і визначаються основні труднощі під час здійснення процесів високошвидкісного різання.

Як вже зазначалося, параметри  $\alpha$  і  $\sigma$  мало змінюються під час здійснення процесу різання. Тому з метою зменшення температури різання  $\theta$ , виходячи із залежності (2.2), варіювати необхідно параметрами  $l$  і  $\lambda$ , які визначають геометрію інструмента та його теплопровідність. У зв'язку із цим, ефективне

застосування інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів (синтетичних алмазів, ельбора, гексаніта та ін.), що характеризуються найменшими значеннями коефіцієнта теплопровідності  $\lambda$  із всіх інструментальних матеріалів.

Важливою умовою підвищення стійкості різального інструмента необхідно розглядати нанесення на його робочі поверхні зносостійких покриттів, які в меншому ступені піддаються зношуванню в умовах підвищеної температури різання, ніж матеріал інструмента. Для оцінювання ефективності застосування ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттям (нанесеними за технологією КНТ – конденсація з іонним бомбардуванням низькотемпературна [23]) на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" у лабораторії передових методів обробки металів проведено випробування зміцнених інструментів під час різання ряду важкооброблюваних матеріалів (табл. 2.1).

Таблиця 2.1 – Результати випробувань зміцнених ріжучих інструментів

№	Найменування інструмента	Оброблюваний матеріал	Твердість оброблюваного матеріалу	Збільшення стійкості зміцненого інструмента до незміцненого (кількість разів)
1	Свердло 3 мм	Титановий сплав	$HRC_e > 35,5$ од.	20 разів
2	Свердло 1,6 мм	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e 35 - 43,5$ од.	18 разів
3	Довб'як М 1,5	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e > 30$ од.	8 разів
4	Довб'як М 1,25	Сталь конструкційна високолегована	$HRC_e > 30$ од.	8 разів

Наведені у табл. 2.1 дані показують, що зміцнення ріжучих інструментів зносостійкими покриттями дозволяє багаторазово підвищити їхню стійкість. Це створює об'єктивні передумови інтенсифікації режимів різання і, в першу чергу, збільшення швидкості різання та переходу в область високошвидкісного різання. Експериментально встановлено, що зміцнений інструмент забезпечує здійснення процесу різання важкооброблюваних матеріалів у тих випадках, коли різання звичайним (незміцненим) інструментом нездійснено.

Для реалізації високошвидкісного різання було застосовано обробний центр С800И фірми HERMLE (Німеччина). Він призначений для високошвидкісної обробки деталей із різних матеріалів зі складними просторовими формами (завдяки можливості одночасної обробки за 5-ма осями). Коротка технічна характеристика: частота обертання шпинделя – 16 000 об/хв; швидкість холостого ходу – 35 м/хв; потужність – 15 кВт.

## 2.2. Визначення шляхів підвищення якості обробки за температурним критерієм під час лезової обробки та шліфування

Спочатку важливо встановити середню температуру різання  $\theta$  лезовим інструментом за умови рівності кількості тепла  $W = c \cdot m \cdot \theta$ , що утворюється у процесі різання, та роботи різання  $A = P_z \cdot L$  (рис. 2.1,а):

$$\theta = \frac{P_z \cdot L}{c \cdot m} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (2.3)$$

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

$\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

$S_{зріз}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$L$  – довжина різання, м;

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

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

$\rho$  – щільність матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$\mathcal{G}$  – об'єм знятого матеріалу, м<sup>3</sup>.

Параметр  $\sigma$  під час точіння визначається залежністю [101]:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot tg(\psi - \gamma) = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot tg \omega, \quad (2.4)$$

де  $\sigma_{cm}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;

$\psi$  – умовний кут тертя на передній поверхні різця ( $tg \psi = f$  – коефіцієнт тертя);

$\gamma$  – позитивний передній кут різця;

$\omega = (\psi - \gamma)$  – кут дії (рис. 2.1,а).

Після підстановки залежності (2.4) у залежність (2.3), отримано:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot tg(\psi - \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \sigma_{cm} \cdot tg \omega}{c \cdot \rho}. \quad (2.5)$$

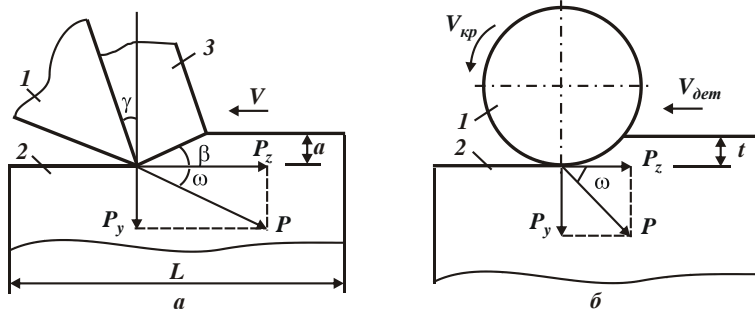


Рисунок 2.1 – Розрахункові схеми параметрів процесу різання лезовим інструментом (а) і процесу шліфування (б):

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

Згідно залежності (2.5), зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням кута дії  $\omega = (\psi - \gamma)$ . Очевидно, чим більше кут  $\psi$ , тим більше повинен бути позитивний передній кут різця  $\gamma$ . У разі шліфування кут  $\gamma$  приймає негативні значення і залежність (2.5) перетворюється до вигляду:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg} \omega}{c \cdot \rho}. \quad (2.6)$$

У даному випадку кут дії  $\omega = (\psi + \gamma)$  більше, ніж під час різання лезовим інструментом (рис. 2.1,а). Виходячи із залежності (2.6), зменшити температуру різання  $\theta$  можна однозначно зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma \rightarrow 0$ , тобто зменшенням кута дії  $\omega = (\psi + \gamma)$ . Очевидно, під час шліфування умовне напруження різання  $\sigma$  і температура різання  $\theta$  завжди більше, ніж під час точення. Цьому також сприяє присутність під час шліфування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, яке не враховано у залежності (2.6), але яке за інтенсивністю може перевищувати силову напруженість процесу різання абразивними зернами круга, яка визначається залежністю (2.6). Тому зменшити параметри  $\sigma$  і  $\theta$  під час шліфування можна завдяки підтримки високої ріжучої здатності круга.

Залежність (2.3) отримано для процесу різання лезовим інструментом. Важливо отримати аналогічну залежність для визначення температури різання на основі розгляду процесу шліфування (рис. 2.1,б).

Роботу різання під час шліфування слід подати у вигляді  $A = N \cdot \tau$ , де  $N = P_z V_{кр}$  – потужність шліфування, Вт;  $\tau$  – час обробки, с;  $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;  $P_z = \sigma \cdot S_{мит}$ ;  $S_{мит} = Q/V_{кр}$  – миттєва сумарна площа поперечно-



го перерізу зрізу усіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга,  $m^2$ ;  $Q$  – продуктивність обробки,  $m^3/c$ . Із урахуванням залежності  $Q \cdot \tau = \mathcal{G}$  (де  $\mathcal{G}$  – об'єм матеріалу, що знімається в умовах шліфування за час  $\tau$ ) робота різання  $A$  виразиться залежністю:

$$A = \sigma \cdot \mathcal{G}. \quad (2.7)$$

У даному випадку параметр  $\sigma$  визначає питому роботу різання, рівну відношенню роботи різання  $A$  до об'єму матеріалу  $\mathcal{G}$ , що знімається під час шліфування. Розмірність параметру  $\sigma$  – Дж/ $m^3$ . Розглядаючи Дж = Н·м, після перетворення розмірність параметру  $\sigma$  стає рівною Н/ $m^2$ , тобто рівною розмірності умовного напруження різання або енергоємності обробки. Кількість тепла, що виділяється під час шліфування, із урахуванням маси стружок, що утворюються  $m = \rho \cdot \mathcal{G}$ , визначається за відомою залежністю:

$$W = c \cdot m \cdot \theta = c \cdot \rho \cdot \mathcal{G} \cdot \theta. \quad (2.8)$$

Як відомо, робота різання  $A$  під час шліфування фактично повністю переходить у тепло, кількість  $W$ . Тому після порівняння залежностей (2.7) і (2.8) приходимо до залежності (2.3). Отже, незалежно від виду обробки температура різання описується однаковою аналітичною залежністю.

У отриманих залежностях (2.3) і (2.7) не враховано тепловідвід із зони різання (шліфування) у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому слід уточнити отримане рішення щодо процесу шліфування. Для цього кількість тепла, що утворюється у процесі шліфування, можна розглянути у вигляді двох складових, обумовлених відведенням тепла із зони різання у поверхневий шар оброблюваної деталі  $W_1$  і нагріванням стружок  $W_2$ :

$$W = W_1 + W_2. \quad (2.9)$$

Розглянемо процес плоского шліфування периферією круга. У розрахунковій схемі (рис. 2..2,а) припуск, що знімається, подано у вигляді пакету нескінченно тонких прямолінійних адіабатичних стержнів, які у процесі шліфування перерізаються шліфувальним кругом зі швидкістю  $V_{piz}$ .

Приймаючи  $W_1 = \lambda \cdot F \cdot \theta \cdot \tau / l_2$  і  $W_2 = W - W_1 = c \cdot m \cdot \theta$ , за умови рівності температур на поверхні оброблюваної деталі, отримано:

$$\theta = \frac{(W - W_1)}{c \cdot m} = \frac{W_1 \cdot l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}, \quad (2.10)$$

де  $l_2$  – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

$\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·К);

$F$  – площа контакту інструмента (круга) з оброблюваною поверхнею,  $m^2$ ;

$\tau$  – час контакту фіксованої точки, розташованої на оброблюваній поверхні, із ріжучим інструментом, с.

Параметр  $l_2$  можна визначити за умови: тепло, що надходить у оброблювану деталь, повністю витрачається на нагрівання адіабатичного стержня довжиною  $l_2$  і площею поперечного перерізу  $F$ . Тоді справедлива рівність:

$W_1 = \lambda \cdot F \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau = 0,5 \cdot c \cdot m_1 \cdot \theta$ . Після перетворень маємо:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}, \quad (2.11)$$

де  $m_1 = \rho \cdot l_2 \cdot F$  – маса адіабатичного стержня довжиною  $l_2$  і площею поперечного перерізу  $F$ , кг.

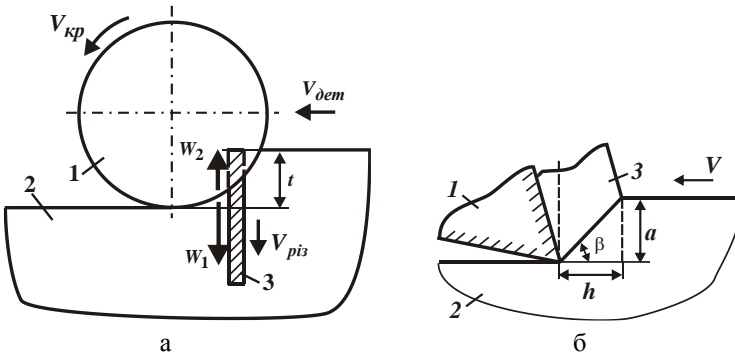


Рисунок 2.2 – Розрахункові схеми теплового балансу під час шліфування (а) і точіння (б): 1 – інструмент; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

Як видно, параметр  $l_2$  однозначно визначається часом контакту шліфувального круга з адіабатичним стержнем  $\tau$ : чим більше  $\tau$ , тим більше параметр  $l_2$ . За фізичною суттю, час перерізання шліфувальним кругом нескінченно тонкого адіабатичного стержня визначається залежністю  $\tau = t/V_{piz}$ , де  $t$  – глибина шліфування, м. Приймаючи масу стружок  $m = \rho \cdot t \cdot F$ , що утворюються під час шліфування, та розв'язуючи рівняння (2.10) відносно невідомої величини  $W_1$ , із урахуванням залежності (2.11), отримано:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + t \cdot \sqrt{\frac{2}{a \cdot \tau}}\right)}, \quad (2.12)$$

де  $a = \lambda / (c \cdot \rho)$  – коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м<sup>2</sup>/с.

Як видно, кількість тепла, що надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі, менше загальної кількості тепла, що утворюється під час шліфування. Для кількісного оцінювання відношення  $W_1 / W$  у залежності (2.12) слід розглядати відношення  $t / \tau$  як швидкість знімання оброблюваного матеріалу в радіальному напрямі  $V_{piz}$ , тобто  $V_{piz} = t / \tau$ .

Під час плоского шліфування  $V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot t \cdot R_{кр}}} = \frac{Q_{num}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$ , де  $V_{dem}$  – швидкість деталі, м/с;  $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$  – питома продуктивність обробки, м<sup>2</sup>/с;  $R_{кр}$  – радіус круга, м. Тоді залежність (1.12) набуває вигляду:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{piz}}{a}}\right)} = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{t \cdot V_{dem}}{a} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)} = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{Q_{num}}{a} \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)}. \quad (2.13)$$

Важливо визначити відношення  $W_1 / W$  під час плоского глибинного ( $t_1 = 10^{-3}$  м) і багатопрхідного ( $t_2 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м) шліфування сталі ШХ15 для вихідних даних:  $R_{кр} = 0,15$  м;  $Q_{num} = 600$  мм<sup>2</sup>/хв =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с.

Розрахунками встановлено, що під час плоского глибинного шліфування  $V_{piz} = 0,58 \cdot 10^{-3}$  м/с. Тоді, розраховане за залежністю (2.13) відношення  $W_1 / W = 0,73$  (рис. 1.3). Отже, фактично все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить в оброблювальну деталь. У стружки, що утворюються, надходить незначна частина тепла.

Розрахунками встановлено, що під час плоского багатопрхідного шліфування  $V_{piz} = 5,8 \cdot 10^{-3}$  м/с. Тоді, відповідно до залежності (2.13), відношення  $W_1 / W = 0,9$  (рис. 2..3). Як видно, під час багатопрхідного шліфування кількість тепла, що надходить до стружок, ще менше, тобто ще більше тепла надходить в оброблювальну деталь. Тому під час шліфування із достатньою для практики точністю можна у першому наближенні знехтувати кількістю тепла  $W_2$ , що надходить до стружок, вважаючи, що  $W \approx W_1$ . Із цього витікає, що у даному випадку розрахунок температури різання можна виконувати за залежністю (1.10), розглядаючи у ній  $W_1 = W$ :

$$\theta = \frac{W \cdot l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}. \quad (2.14)$$

Можна представити загальну кількість тепла, що утворюється під час шліфування, у вигляді:  $W = N \cdot \tau$ , де  $N = P_z \cdot V_{кр}$  – потужність шліфування, Вт. Тангенціальна складова сили різання визначається залежністю  $P_z = \sigma \cdot S_{мит}$ , де  $S_{мит} = B \cdot V_{дем} \cdot t / V_{кр}$  – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу усіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>;  $B$  – ширина шліфування, м. Тоді  $W = \sigma \cdot B \cdot V_{дем} \cdot t \cdot \tau$ .

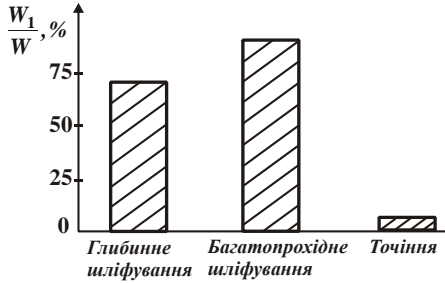


Рисунок 2..3 – Діаграма зміни відношення  $W_1/W$  під час глибинного і багатопрхідного шліфування та точіння

Час контакту шліфувального круга з фіксованою точкою, розташованою на оброблюваній поверхні, дорівнює  $\tau = l / V_{дем}$ , де  $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$  – довжина контакту шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, м. Площа контакту шліфувального круга із оброблюваною поверхнею  $F = B \cdot l$ . Після перетворень залежність (2.14) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{дем}}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}} \quad (2.15)$$

У результаті отримано наближену залежність для визначення температури плоского шліфування, коли все тепло, що утворюється, надходить в оброблювану деталь. Для того щоб отримати точну залежність для визначення температури шліфування, яка враховує баланс тепла, що надходить в оброблювану деталь до стружки, необхідно у залежності (2.10) кількість тепла виразити залежністю (2.13):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{Q_{мит}}} \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}\right)} \quad (2.16)$$

Як вже показано, під час шліфування значення температури  $\theta$ , що розраховані за залежністю (2.15), будуть незначно відрізнятися від значень температури  $\theta$ , що розраховані за залежністю (2.16). Тому для наближених розрахунків температури шліфування можна використовувати залежність (2.15), а для уточнених – залежність (2.16). Із залежності (2.16) витікає, що зі збільшенням параметрів  $t$  і  $V_{dem}$  температура шліфування  $\theta$  однозначно збільшується, причому, значно зі збільшенням глибини шліфування  $t$ .

Кількісне оцінювання знаменника залежності (1.16) для глибинного та багатопрхідного плоского шліфування сталі ШХ15 можна виконати із використанням вихідних даних:  $R_{кр} = 0,15$  м;  $Q_{num} = 600$  мм<sup>2</sup>/хв =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с. Відповідно, для глибинного шліфування ( $t_1 = 10^{-3}$  м) і багатопрхідного шліфування ( $t_2 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м), маємо:

$$\theta = 0,27 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}; \quad (2.17)$$

$$\theta = 0,1 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.18)$$

Отримані значення температури шліфування  $\theta$  суттєво відрізняються від максимальної температури  $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$ , розрахованої за умови, що все тепло надходить до стружки, що утворюються. Отже, у даному випадку можна знехтувати у знаменнику залежності (2.16) одиницею:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{dem}}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}. \quad (2.19)$$

У підсумку прийшли до спрощеної залежності (2.15), яка не враховує кількість тепла, що надходить до стружки. У даному випадку все тепло, що утворюється під час шліфування, надходить в оброблювану деталь.

Для процесу точіння слід провести оцінювання відношення  $W_1 / W$  на основі залежності (2.13). Швидкість  $V_{piз}$  у цьому випадку дорівнює  $V_{piз} = V \cdot tg\beta$  (рис. 2.2,б), де  $V$  – швидкість різання, м/с;  $\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Замість глибини шліфування  $t$  у залежності (2.13) необхідно розглядати товщину зрізу  $\Pi$ . Тоді отримано:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot tg\beta}{a}}\right)}. \quad (2.20)$$

Для вихідних даних:  $l = 0,2 \cdot 10^{-3}$  м;  $V = 20$  м / с;  $tg\beta = 0,3$ ;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с (оброблюваний матеріал – сталь ШХ15) отримано  $W_1/W = 0,059$  (рис. 2.3). Отже, у деталь надходить всього 5,9 % тепла, а до стружки, що утворюється, – основна частина тепла, – 94,1 %. Дані результати протилежні результатам, отриманим під час шліфування, де основна частина тепла надходить в оброблювану деталь.

На основі отриманих результатів можна зробити висновок, що розрахунок температури під час різання лезовим інструментом з достатньою для практики точністю можна здійснювати за спрощеною залежністю (2.3). Дана залежність відрізняється від аналогічних залежностей (2.17) і (2.18) для визначення температури шліфування лише цифровим коефіцієнтом, рівним для глибинного шліфування 0,27, а для багатопрохідного шліфування 0,1. Отже, температура різання лезовим інструментом повинна бути більше приблизно до 10 разів температури шліфування внаслідок того, що у цьому випадку фактично все тепло, яке обумовлено теплопровідністю матеріалу, надходить в оброблювану деталь. Однак, у дійсності такого не відбувається. Як показує практика, температура шліфування завжди більше температури різання лезовим інструментом. Пояснити цю закономірність можна на основі аналітичної залежності (2.4) для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ . Щодо процесу різання лезовим інструментом дана залежність містить функцію  $tg(\psi - \gamma) = tg\omega$ , а щодо шліфування – функцію  $tg(\psi + \gamma) = tg\omega$ . Отже, під час різання лезовим інструментом параметр  $\sigma$  приймає невеликі значення, оскільки справедливі умови  $\gamma \rightarrow \psi$  і  $\omega = (\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , а під час шліфування, навпаки, приймає достатньо великі значення, оскільки  $\omega = (\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$  і  $tg90^\circ \rightarrow \infty$  (рис. 2.1). Із цього витікає, що температура шліфування, розрахована за залежностями (2.17) і (2.18), завжди більше температури різання лезовим інструментом, що розрахована за залежністю (2.3). Для кількісного оцінювання температури різання залежність (1.5) слід подати у вигляді:

$$\theta_{відн} = 2 \cdot tg\omega, \quad (2.21)$$

де  $\theta_{відн} = \theta \cdot c \cdot \rho / \sigma_{ст}$  – відносна температура різання.

На рис. 2.4 наведено розраховані за даною залежністю значення відносної температури різання  $\theta_{відн}$ . Умовно весь діапазон зміни кута дії  $\omega$  розподілений на два інтервали. Перший інтервал охоплює процеси різання лезовими інструментами, а другий інтервал – процес шліфування, оскільки під час різання кут дії  $\omega$  більше, ніж під час шліфування.

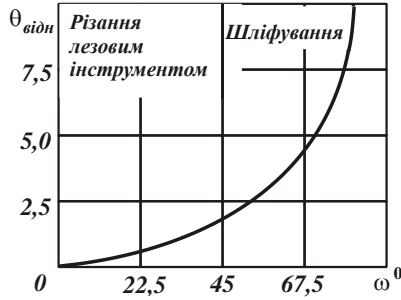


Рисунок 2.4 – Залежність  $\theta_{відн}$  від  $\omega$

Як витікає з рис. 2.4, під час шліфування величина  $\theta_{відн}$  більше, ніж під час різання лезовим інструментом. За умови  $\omega \rightarrow 90^0$  відносна температура різання  $\theta_{відн}$  може приймати достатньо великі значення, оскільки за умови  $\omega = 90^0$  відносна температура різання  $\theta_{відн}$  асимптотично прямує до нескінченності. Залежність (2.6) отримано за умови, що все тепло, яке утворюється під час різання, надходить до стружки, тобто відсутній тепловідвід в оброблювану деталь. Щоб врахувати кількість тепла, що надходить в оброблювану деталь під час різання, необхідно перетворити залежність (2.10) із урахуванням залежності (2.13), розглядаючи замість глибини шліфування  $t$  товщину зрізу  $a = \Pi$  і  $V_{різ} = V \cdot \text{tg}\beta$ . У результаті отримано залежність:

$$\theta = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \text{tg}\beta}{a}}\right)} \cdot \frac{l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}. \quad (2.22)$$

Загальна кількість тепла, що утворюється під час різання, дорівнює  $W = N \cdot \tau$ , де  $N = P_z \cdot V$  – потужність різання, Вт;  $P_z = \sigma \cdot S$ ;  $S$  – площа поперечного перерізу зрізу,  $\text{m}^2$ . Тоді  $W = \sigma \cdot S \cdot V \cdot \tau$ . Глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі  $l_2$  визначається залежністю (2.12),

площа  $F$  – залежністю (рис. 2.2,б):  $F = \epsilon \cdot h = \epsilon \cdot \frac{a}{\text{tg}\beta} = \frac{S}{\text{tg}\beta}$ , де  $\epsilon$  – ширина зрі-

зу, м;  $a = \Pi$ ;  $S = \epsilon \cdot \Pi$ . Час обробки  $\tau = \frac{h}{V} = \frac{\Pi}{V \cdot \text{tg}\beta}$ , а  $\text{tg}\beta = \frac{\sigma_{cm}}{\sigma}$ . Тоді залеж-

ність (2.22) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a \cdot \sigma}{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \sigma_{cm}}}\right)}. \quad (2.23)$$

У залежності (2.23) перший множник  $\sigma / (c \cdot \rho)$  визначає температуру різання за умови, що все тепло, що утворюється, надходить до стружки. Другий безрозмірний множник визначає ступінь зменшення температури різання завдяки відведенню тепла в оброблювану деталь. Очевидно, зі збільшенням параметрів  $\Pi$ ,  $V$  і зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$  цей безрозмірний множник збільшується від нуля до одиниці. Із цього витікає, що за невеликих значень  $\Pi$  і  $V$  частка тепла, що надходить до стружки, менше частки тепла, що надходить в оброблювану деталь. У результаті температура різання  $\theta$  відносно невелика.

У міру збільшення параметрів  $\Pi$  і  $V$  частка тепла, що надходить до стружки, збільшується, а частка тепла, що надходить в оброблювану деталь, зменшується. Це призводить до збільшення температури різання  $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ .

$$\text{За умови } \theta < \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \text{ маємо: } \theta = \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \sigma \cdot \sigma_{cm}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}.$$

Як видно, у міру збільшення параметрів  $\Pi$ ,  $V$ ,  $\sigma$  температура різання  $\theta$  збільшується.

Із метою оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень проведено експериментальні дослідження технологічних параметрів процесу зубошліфування за методом профільного копіювання (за схемою глибинного шліфування) на сучасному зубошліфувальному верстаті із застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга, який характеризується високою ріжучою здатністю в умовах високопродуктивного глибинного шліфування [69].

Обробка здійснювалася зі швидкістю круга 35 м/с, глибиною шліфування 0,15 – 0,2 мм, швидкістю переміщення деталі (уздовж оброблюваного зуба зубчастого колеса) до 6 м/хв. Знімання припуску величиною 0,4 мм на сторону здійснювалося за 2 – 3 проходи круга. Порівняно із традиційною схемою зубошліфування за методом обкату (за схемою багатопрхідного шліфування) це до 5 разів дозволило збільшити продуктивність обробки. На оброблених поверхнях відсутні припикання та інші температурні дефекти, що вказує на відносно низьку температуру шліфування і високу ріжучу здатність круга в умовах глибинного шліфування.



## 2.3. Визначення температури різання під час обробки лезовими інструментами

### 2.3.1. Розрахунок температури різання, що виникає на передній поверхні ріжучого інструменту, у результаті його тертя зі стружкою

Численними експериментальними дослідженнями встановлено [7; 11; 34; 60; 81; 86; 94; 97; 102], що основними джерелами тепла під час різання є пластичне деформування оброблюваного матеріалу й тертя передньої й задньої поверхонь інструмента з оброблюваним матеріалом (рис. 2.5). У результаті інструмент нагрівається від цих трьох джерел тепла й втрачає свої ріжучі властивості, що проявляється у зниженні стійкості. Важливими умовами збільшення стійкості інструмента є підвищення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу (твердості, міцності, зносостійкості та ін.), нанесення на робочі поверхні інструмента зносостійких покриттів, застосування ефективних технологічних середовищ, що знижують інтенсивність тертя у зоні різання та температуру різання [21; 48; 79; 86].

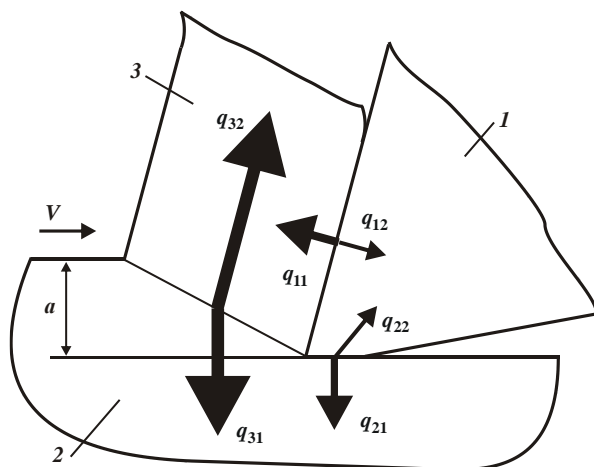


Рисунок 2.5 – Потоки тепла, що надходять у ріжучий інструмент (1), деталь (2) і стружку (3)

Для оцінювання значення температурного чинника у процесі різання важливо визначити температуру, яка виникає на передній і задній поверхнях інструмента у результаті їхнього тертя з оброблюваним матеріалом. Для цьо-

го спочатку необхідно розглянути процес тертя на передній поверхні інструмента й отримати залежність щільності теплового потоку  $q_1$ , що діє на передній поверхні інструмента та визначає температуру різання [14; 15; 18; 21].

Із метою спрощення розрахунків слід розглянути ріжучий інструмент (різець) з нульовим переднім кутом  $\gamma$ . Потужність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця, визначається залежністю:

$$W = P_y \cdot V_1, \quad (2.24)$$

де  $P_y = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot \delta}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$  – радіальна складова сили різання, Н [101];

$\sigma_{cm}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;

$a$ ,  $\delta$  – товщина й ширина зрізу, м;

$\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу в умовах стружкоутворення під час різання (рис. 2.6);

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f} \quad (\text{за умови } \gamma = 0);$$

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$f$  – коефіцієнт тертя стружки з передньою поверхнею різця;

$V_1$  – швидкість стружки, що сходить з передньої поверхні різця, м/с.

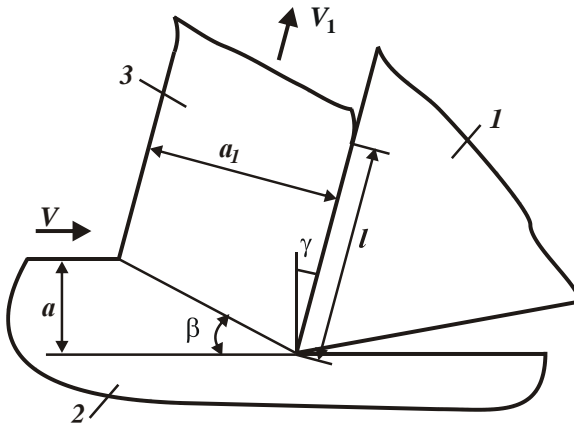


Рисунок 2.6 – Розрахункова схема параметрів процесу стружкоутворення під час різання: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка, що утворюється

Умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  можна визначити на основі відомої формули професора Зворикіна К. О.:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (2.25)$$

де  $\psi$  – умовний кут тертя на передній поверхні інструмента, град.

Із залежності (2.25) витікає, що чим більше передній кут інструменту  $\gamma$  та менше кут  $\psi$ , тим більше кут  $\beta$  і менше ступінь пластичного деформування оброблюваного матеріалу, а, відповідно, вище ефективність процесу різання.

Швидкість  $V_1$  визначається за умови нерозривності (суцільності) оброблюваного матеріалу, перетворюваного у стружку:  $V \cdot a = V_1 \cdot a_1$  (рис. 2.6), де  $a_1$  – товщина стружки, м;  $V$  – швидкість різання, м/с. Звідки

$$V_1 = \frac{V}{\xi}, \quad (2.26)$$

де  $\xi = \frac{a_1}{a}$  – коефіцієнт усадки стружки, який визначається за формулою професора Тіме А. М.:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma}. \quad (2.27)$$

Після перетворень залежності (2.27), маємо:

$$\xi = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} + \sin \gamma. \quad (2.28)$$

Із залежності (2.28) витікає, що чим більше умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ , тим менше коефіцієнт усадки стружки  $\xi$ . Однак при цьому має місце складний зв'язок між параметрами  $\gamma$  й  $\xi$ . Для його спрощення залежність (2.28) перетворимо з урахуванням залежності (2.25), розглядаючи

$$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \left[ \frac{90^\circ - (\psi - \gamma)}{2} \right] = \frac{1 - \cos [90^\circ - (\psi - \gamma)]}{\sin [90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \frac{1 - \sin(\psi - \gamma)}{\cos(\psi - \gamma)}, \quad (2.29)$$

тоді

$$\xi = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma \cdot \cos(\psi - \gamma)}{1 - \sin(\psi - \gamma)} = \frac{\sin(\beta + \psi)}{\sin \beta}. \quad (2.30)$$

У підсумку отримано просту залежність для визначення коефіцієнта усадки стружки  $\xi$ , з якої витікає, що  $\xi \geq 1$ . За умови відсутності тертя струж-

ки із передньою поверхнею інструмента ( $\psi = 0$ ) коефіцієнт усадки стружки  $\xi = 1$ , тобто товщина зрізу дорівнює товщині стружки.

У табл. 2.2 наведено розраховані за залежністю (2.30) значення  $\xi$ . Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  коефіцієнт усадки стружки  $\xi$  збільшується, досягаючи підвищених значень.

Таблиця 2.2 – Розраховані значення коефіцієнта усадки стружки  $\xi$

$\psi^\circ$	$\beta^\circ$				
	5	10	20	30	45
10	3	1,97	1,46	1,28	1,16
20	4,85	2,88	1,88	1,53	1,28
30	6,58	3,7	2,24	1,73	1,37
45	8,8	4,72	2,65	1,93	1,41

Виходячи із залежності (2.28), за умови  $\gamma = 0$ , маємо

$$\xi = \frac{1}{\operatorname{tg}\beta}, \quad (2.31)$$

тоді

$$V_1 = V \cdot \operatorname{tg}\beta; \quad (2.32)$$

$$W = \sigma_{cm} \cdot f \cdot Q, \quad (2.33)$$

де  $Q = a \cdot v \cdot V$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

Потужність теплового потоку  $W$  цілком однозначно визначається продуктивністю обробки  $Q$ , а також параметрами  $\sigma_{cm}$  й  $f$ , які характеризують фізико-механічні властивості оброблюваного й інструментального матеріалів. Отже, зменшити  $W$  можна зменшенням продуктивності обробки  $Q$ . Щільність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця, визначається:

$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{cm} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \quad (2.34)$$

де  $F = l \cdot v$  – площа контакту стружки з передньою поверхнею різця, м<sup>2</sup>;

$l$  – довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця, м.

Зменшити  $q_1$  можна зменшенням параметрів  $a$ ,  $V$  і збільшенням  $l$ . Експериментально встановлено, що зі збільшенням товщини зрізу  $a$  довжина  $l$  збільшується, однак з меншою інтенсивністю. Тому збільшення товщини зрізу  $a$  припускає збільшення  $q_1$  й температури різання.

Виходячи із залежності (2.34), збільшення швидкості різання  $V$  також приводить до збільшення  $q_1$  й, відповідно, температури різання.

Знаючи щільність теплового потоку  $q_1$ , можна визначити температуру різання, що виникає на передній поверхні різця, розглядаючи його передній кут  $\gamma$  (для спрощення розрахунків) рівним нулю (рис. 2.7).

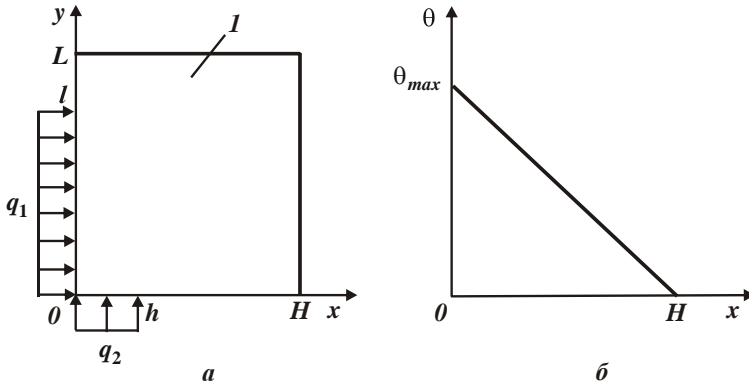


Рисунок 2.7 – Розрахункова схема температури різання, що виникає на передній і задній поверхнях різального інструмента (а), і характер зміни температури  $\theta$  уздовж координати  $x$  (б):  
1 – пластина різального інструмента

Очевидно, частина тепла, що утворюється в процесі тертя стружки з передньою поверхнею різця, переходить у тіло різця, а інша частина тепла – у стружку. Під дією постійного теплового потоку щільністю  $q_1$  у тілі різця формується сталий у часі тепловий процес, що характеризується постійною температурою на передній поверхні різця. Якщо розглядати ріжучу частину різця у вигляді прямолінійної пластини, то й на задній стороні пластини (паралельній передній поверхні різця) буде підтримуватися постійна температура, рівна температурі навколишнього середовища.

У роботі [102] наведено теоретичне рішення щодо розподілу температури у прямолінійній пластині висотою  $H$  й шириною  $L$  від дії на неї постійного в часі теплового потоку щільністю  $q_1$  (рис. 2.7,а). Як установлено, температура у міру видалення від площини дії теплового потоку вглиб розглянутої пластини зменшується за лінійною залежністю, досягаючи нульового значення на кінці пластини (за заданій граничній умові  $\theta(x = H) = 0$ , де

$x$  – координата, рис. 2.7,б). Максимальна температура  $\theta_{max}$  досягається за умови  $x=0$  і визначається залежністю:

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot H}{\lambda_i}, \quad (2.35)$$

де  $\lambda_i$  – коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу, Вт/(м·К).

Виходячи із залежності (2.35), зменшити максимальну температуру  $\theta_{max}$  можна зменшенням параметрів  $q_1$  і  $H$ .

Важливо встановити характер розподілу температури у стружці, що утворюється. Для цього слід умовно розбити її на безліч елементарних нескінченно тонких адіабатичних стержнів, кожний з яких нагрівається до певної величини за час  $\tau$  контакту з передньою поверхнею різця (рис. 2.8).

У роботі [105] наведено теоретичне рішення щодо розподілу температури в адіабатичному стержні за умови дії на його торець протягом часу  $\tau$  теплового потоку з постійною щільністю  $q_1$  (рис. 2.8). Максимальна температура досягається на торці стержня і дорівнює:

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}; \quad (2.36)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau}, \quad (2.37)$$

де  $l_2$  – глибина проникнення тепла в адіабатичний стержень, м;

$\lambda_m$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·К);

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

$\rho_m$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>2</sup>.

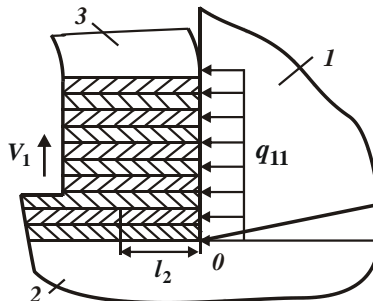


Рисунок 2.8 – Розрахункова схема температури у стружці:  
1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Для визначення значень щільності теплового потоку  $q_{11}$  і  $q_{12}$ , які визначають температуру стружки і ріжучої частини різця (пластини), слід порівняти значення максимальної температури  $\theta_{max}$ , описуваної залежностями (2.35) і (2.36), розглядаючи в першому випадку щільність теплового потоку, рівним  $q_{11}$ , а в другому випадку – рівним  $q_{12}$ , де  $q_{11} + q_{12} = q_1$  – сумарна щільність теплового потоку, що діє на передній поверхні різця. Тоді залежності (2.35) і (2.36) набувають вигляду:

$$\theta_{max1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_i}; \quad (2.38)$$

$$\theta_{max2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (2.39)$$

За умови  $\theta_{max1} = \theta_{max2}$ , після нескладних перетворень, отримано:

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{H}{\lambda_i} \cdot \frac{1}{\left(\frac{H}{\lambda_i} + \frac{l_2}{\lambda_M}\right)} \quad (2.40)$$

або

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)} \approx q_1. \quad (2.41)$$

Оскільки існує умова  $H > l_2$ , то щільність теплового потоку  $q_{11}$  буде незначно відрізнятися від сумарної щільності теплового потоку, що діє на передній поверхні різця. Із цього витікає, що основна частина тепла, яка утворюється у результаті тертя стружки з передньою поверхнею різця, переходить, властиво, до стружки, а в інструмент переходить незначна частина тепла. Це підтверджується відомими експериментальними даними [11], згідно яким, наприклад, під час точіння сталі до стружки переходить до 80 % тепла, в оброблювану деталь – до 20 % тепла, а в різальний інструмент – 3 % ... 4 % тепла (рис. 2.9). Як видно, зі збільшенням швидкості різання  $V$  кількість тепла, що переходить до стружки, суттєво збільшується, а кількість тепла, що переходить в інструмент, навпаки, зменшується.

Із табл. 2.3 [11] витікає, що під час точіння алюмінію й чавуну (умови обробки:  $t = 1,5$  мм;  $S = 0,12$  мм/об.;  $V = 100$  м/хв.) кількість тепла, що переходить до стружки, менше, ніж під час обробки сталі, а кількість тепла, що переходить в деталь, навпаки, більше. Кількість тепла, що переходить в різець, невелика, становить усього 1,5 % ... 2,2 % і майже однаково для всіх

трьох зазначених вище оброблюваних матеріалів. Це пов'язано, по-перше, з особливостями процесу стружкоутворення під час різання, а по-друге, з різною теплопровідністю оброблюваних матеріалів.

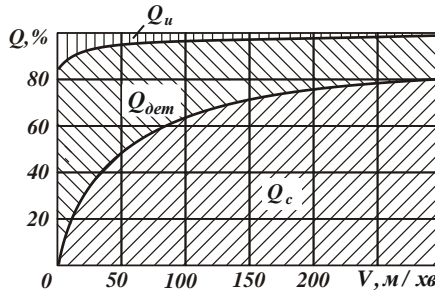


Рисунок 2.9 – Розподіл тепла  $Q$  між стружкою, інструментом і деталлю під час точіння сталі 40X різцем із твердого сплаву ТЗ0К6 [11]:  
 $t = 1,5$  мм;  $S = 0,12$  мм/об.

Таблиця 2.3 – Загальна кількість виділеного тепла, середня температура стружки й розподіл тепла між стружкою, деталлю й інструментом

Матеріал оброблюваної деталі	Загальна кількість тепла в ккал/хв.	Середня температура стружки в градусах	Кількість тепла в %		
			у стружці	у деталі	у різці
Сталь 40X	12,9	420	71	29	1,9
Чавун (НВ 207)	13	290	42	50	1,5
Алюміній	8,7	140	21	73	2,2

На основі отриманих рішень можна визначити температуру різання, що утворюється на передній поверхні різця. Для цього слід скористатися залежностями (2.38) або (2.39). Підставляючи у залежність (2.39) залежність (2.40), отримано:

$$\theta_{max2} = \frac{q_1}{\lambda_m} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_m} \cdot \frac{\lambda_i}{H}\right)} = \frac{q_1}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_m}\right)}. \quad (2.42)$$

Як видно, у загальному випадку температура різання  $\theta_{max2}$  залежить від параметрів  $H$  і  $l_2$ : чим вони більше, тим більше  $\theta_{max2}$ . Оскільки  $H > l_2$ , то другим доданком у знаменнику можна знехтувати, у результаті залежність (2.42) приймає вигляд:



$$\theta_{max2} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad (2.43)$$

Величина  $l_2$  визначається залежністю (2.37). Час  $\tau$  контакту стружки з передньою поверхнею різця, який входить до залежності (2.37), дорівнює  $\tau = l/V_1$ . Із урахуванням залежностей (2.32) і  $\sigma = \sigma_{cm}/tg\beta$  [66], маємо

$$V_1 = \frac{V}{\xi} = V \cdot tg\beta = \frac{\sigma_{cm}}{\sigma}. \quad (2.44)$$

Підставляючи залежність (2.44) у залежність (2.37), отримано:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{l}{V} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{cm}}}. \quad (2.45)$$

Величина  $l_2$  тим більше, чим більше умовне напруження різання  $\sigma$ , довжина контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  та менше швидкість різання  $V$ .

Підставляючи залежність (2.45) у (2.43) із урахуванням залежності (2.34) для визначення щільності теплового потоку  $q_1$ , маємо

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{V}{l} \cdot \sigma \cdot \sigma_{cm}}. \quad (2.46)$$

Зменшити температуру різання  $\theta_{max2}$ , відповідно до залежності (2.46), можна зменшенням товщини зрізу  $a$ , коефіцієнта тертя стружки з передньою поверхнею інструмента  $f$ , швидкості різання  $V$ , умовного напруження різання  $\sigma$  та збільшенням довжини контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$ . Однак, як відзначалося раніше, довжина  $l$  залежить від товщини зрізу  $a$ : чим більше товщина зрізу  $a$ , тим більше  $l$ .

У роботі [28] на основі розрахункової схеми параметрів стружкоутворення під час різання, представленої на рис. 2.10, отримана аналітична залежність, що пов'язує параметри  $l = OC$  і  $a$ :

$$l = a \cdot \frac{tg\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos \psi}. \quad (2.47)$$

У табл. 2.4 наведено розраховані за залежністю (2.47) значення  $l/a$  для різних значень умовного кута тертя матеріалу із передньою поверхнею інструмента  $\psi$ . Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  (відповідно коефіцієнта тертя  $f$ ) відношення  $l/a$  збільшується в достатньо широких межах, перевищуючи одиничне значення, що погодиться з відомими експериментальними даними [7].

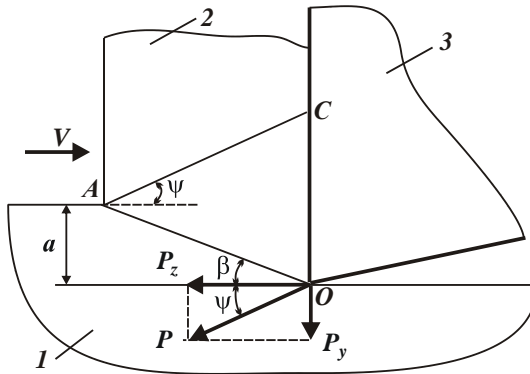


Рисунок 2.10 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення під час різання: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка; 3 – ріжучий інструмент

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення  $l/a$

$\psi$ , град	0	10	20	30	40	50	60
$l/a$	1	1,21	1,52	2,0	2,8	4,3	7,4

У роботі [28] також наведено аналітичну залежність для визначення умовного напруження різання  $\sigma$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}, \quad (2.48)$$

де  $\tau_{зсув} = 0,5 \cdot \sigma_{ст}$  – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Після підстановки залежності (2.47) і (2.48) у залежність (2.46), маємо:

$$\theta_{max2} = \sigma_{ст} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{a \cdot V \cdot \cos \psi}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}}. \quad (2.49)$$

Із урахуванням тригонометричних перетворень

$$\begin{aligned} \frac{1}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} &= \frac{\cos\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \cos\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right) \cdot \sin\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)} = \\ &= \frac{0,5 \cdot [\cos 90^\circ + \cos \psi]}{-0,5 \cdot [\cos 90^\circ - \cos \psi]} = 1 \end{aligned}$$

залежність (2.40) прийме вигляд [55]:

$$\theta_{max2} = \sigma_{cm} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V \cdot \cos \psi}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (2.50)$$

Із залежності (2.50) випливає, що температура різання  $\theta_{max2}$  тим більше, чим більше параметри  $a$ ,  $V$  і  $\sigma$ .

Для оцінювання впливу коефіцієнта тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента на температуру різання  $\theta_{max2}$ , встановлено зв'язок між  $f$  і  $\cos \psi$ :

$$f = \operatorname{tg} \psi = \frac{\sin \psi}{\cos \psi} = \frac{\sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{\cos \psi}. \quad (2.51)$$

Після нескладних перетворень, маємо:

$$\cos \psi = \sqrt{\frac{1}{1 + f^2}}. \quad (2.52)$$

Тоді залежність (2.41) після підстановки в неї залежності (2.52) набуває вигляду:

$$\theta_{max2} = \sigma_{cm} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}} \cdot \sqrt{\frac{1}{1 + f^2}}. \quad (2.53)$$

Зважаючи на те, що під час різання, як правило,  $f \leq 0,5$ , у першому наближенні множник  $\sqrt[4]{\frac{1}{1 + f^2}}$  можна розглядати приблизно рівним одиниці.

Тоді залежність (2.53) остаточно виразиться:

$$\theta_{max2} = \sigma_{cm} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (2.54)$$

Отже, температура різання  $\theta_{max2}$  на передній поверхні інструмента визначається параметрами режиму різання  $a$ ,  $V$ , коефіцієнтом тертя  $f$  стружки з передньою поверхнею інструмента та межею міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{cm}$ . Чим більше ці параметри, тим більше температура різання  $\theta_{max2}$ . Найбільше впливають на температуру різання  $\theta_{max2}$  коефіцієнт тертя  $f$  стружки із передньою поверхнею інструмента та межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу  $\sigma_{cm}$ , тобто марка оброблюваного матеріалу.

Добуток параметрів  $a \cdot V$  визначає питому продуктивність обробки. Збільшити її для заданого значення  $\theta_{max2}$  можна фактично одним шляхом:

зменшенням коефіцієнта тертя  $f$  стружки із передньою поверхнею інструмента (за заданим значенням  $\sigma_{cm}$ ). Це підтверджується експериментальними даними [82], отриманими під час різання алмазними інструментами, які характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя.

У загальному випадку продуктивність обробки визначається залежністю  $Q = a \cdot v \cdot V$ , де  $v$  – ширина зрізу, м. Оскільки добуток параметрів  $a \cdot V$ , який визначається температурою різання  $\theta_{max2}$  відповідно до залежності (2.54), то збільшити продуктивність обробки можна збільшенням ширини зрізу  $v$ , яка, виходячи з рис. 2.11, дорівнює  $v = t / \sin \varphi$ , де  $t$  – глибина різання, м;  $\varphi$  – кут різця у плані. Як видно, збільшення ширини зрізу  $v$  припускає збільшення глибини різання  $t$  та зменшення кута різця у плані  $\varphi$ .

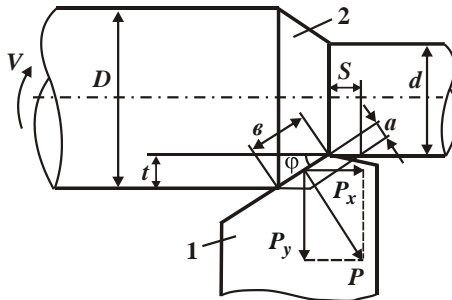


Рисунок 2.11 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння:  
1 – різець; 2 – деталь

Із залежності (2.54) витікає важливий висновок, пов'язаний із тим, що застосування високошвидкісного різання можливо, головним чином, за умови зменшення товщини зрізу  $a$ . Як відомо, це вимагає забезпечення високої гостроти ріжучої кромки інструмента, що досягається, у першу чергу, шляхом використання інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів.

Залежність (2.45) для визначення глибини проникнення тепла в адіабатичний стержень  $l_2$  із урахуванням залежностей (2.38) і (2.39) набуває вигляду:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M \cdot a \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{c_M \cdot \rho_M \cdot V \cdot \cos \psi \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}}. \quad (2.55)$$

Після тригонометричних перетворень отримано:

$$\frac{\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{\sin\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right)} \cdot \frac{\cos\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)} =$$

$$= \frac{\sin 90^{\circ} + \sin \psi}{\sin 90^{\circ} - \sin \psi} = \frac{1 + \sqrt{1 - \cos^2 \psi}}{1 - \sqrt{1 - \cos^2 \psi}}. \quad (2.56)$$

Після підстановки залежності (2.52) у залежність (2.56), маємо:

$$\frac{\operatorname{tg}\left(45^{\circ} + \frac{\psi}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(45^{\circ} - \frac{\psi}{2}\right)} = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right)^2. \quad (2.57)$$

Тоді залежність (2.55) прийме остаточний вигляд:

$$l_2 = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{a}{V} \cdot \sqrt{1 + f^2}}. \quad (2.58)$$

Із залежності (2.58) витікає, що зменшити глибину проникнення тепла в адіабатичний стержень  $l_2$  можна шляхом зменшення товщини зрізу  $a$ , коефіцієнта тертя  $f$  на передній поверхні інструмента й збільшення швидкості різання  $V$ . Виходячи із залежності (2.54), збільшення швидкості різання  $V$  приводить до збільшення температури різання  $\theta_{max2}$  на передній поверхні інструмента й, відповідно, температури на поверхні стружки. Отже, чим більше швидкість різання  $V$ , тим більше нагрівається поверхня стружки, що контактує з інструментом, однак глибина проникнення тепла у стружку при цьому менше. У випадку відсутності однозначного зв'язку між довжиною контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  й товщиною зрізу  $a$  (що може мати місце під час обробки різанням ряду оброблюваних матеріалів), залежність (2.46) виразиться:

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{1}{\tau} \cdot \sigma \cdot \sigma_{cm}}, \quad (2.59)$$

де  $\tau = l/V$  – час контакту фіксованої точки стружки з передньою поверхнею інструмента, с.

У цьому випадку температура різання  $\theta_{max2}$  залежить від часу  $\tau$ : чим менше  $\tau$ , тим більше  $\theta_{max2}$ . Зменшити час  $\tau$  можна зменшенням довжини контакту стружки з передньою поверхнею різця  $l$  та збільшенням швидкості різання  $V$ . У цьому випадку ефективно використання високошвидкісного рі-

зання. Причому, зі збільшенням швидкості різання  $V$  з'являється можливість збільшення товщини зрізу  $a$  (за заданою температурою різання  $\theta_{max2}$ ) і, відповідно, продуктивності обробки, чого не досягалося за залежністю (2.54). Крім того, як відомо, зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується умовне напруження різання  $\sigma$ , що є додатковою умовою зменшення температури різання  $\theta_{max2}$  та підвищення продуктивності обробки.

### 2.3.2. Розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента

Використовуючи залежність (2.43), можна виконати розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента ( $\gamma > 0$ ), розглядаючи щільність теплового потоку  $q_1$  і параметр  $l_2$ , що описується залежністю (2.37), у вигляді  $q_1 = \frac{P_y \cdot V_1}{\epsilon \cdot l}$ ;  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{l}{V_1}}$ . Після нескладних перетворень залежність (2.43) виразиться:

$$\theta_{max2} = \frac{P_y}{\epsilon} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{V_1}{l}}. \quad (2.60)$$

У цьому випадку швидкість стружки  $V_1$ , що сходиться із передньої поверхні інструмента, визначається залежністю (2.26), яка з урахуванням залежності (2.30) опишеться:

$$V_1 = V \cdot \frac{\sin \beta}{\sin(\beta + \psi)}. \quad (2.61)$$

Довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $l$  визначається видозміненою для випадку  $\gamma > 0$  залежністю (2.47) [28]:

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}{\cos \psi}. \quad (2.62)$$

Підставляючи залежності (2.61) і (2.62) у залежність (2.60), із урахуванням радіальної складової сили різання  $P_y = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot \epsilon}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$  і тригонометричного

перетворення  $\frac{1}{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right)} = 1$ , маємо:

$$\begin{aligned}\theta_{max2} &= \frac{\sigma_{cm}}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{\cos \beta \cdot \cos \psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \\ &= \frac{\sigma_{cm}}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}\end{aligned}\quad (2.63)$$

або з урахуванням залежності  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ :

$$\theta_{max2} = \sigma_{cm} \cdot tg(\psi - \gamma) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}.\quad (2.64)$$

За умови  $\gamma = 0$  із урахуванням  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$  залежність (2.64) приймає вигляд залежності (2.54). Це обумовлено тим, що, відповідно до тригонометричних перетворень,  $tg(\psi - \gamma) = \frac{tg\psi - tg\gamma}{1 + tg\psi \cdot tg\gamma} = \frac{f - tg\gamma}{1 + f \cdot tg\gamma}$ . Тоді за умови  $\gamma = 0$  маємо  $tg(\psi - \gamma) = f$ . Відповідно, відношення

$$\frac{\cos \beta}{\sin(\beta + \psi)} = \frac{\cos\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\sin\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)} = 1.\quad (2.65)$$

Отже, розрахунки виконано правильно.

Як витікає із залежності (2.64), зі збільшенням параметрів  $\sigma_{cm}$ ,  $a$  та  $V$  температура різання  $\theta_{max2}$  збільшується. Однак, наявність у залежності (2.64) переднього кута інструмента  $\gamma$  змінює характер взаємозв'язку  $\theta_{max2}$  із умовним кутом тертя на передній поверхні інструмента  $\psi$  й, відповідно, коефіцієнтом тертя  $f$ . Має місце неоднозначний взаємозв'язок  $\theta_{max2}$  із  $\psi$ . Тому необхідно провести його аналіз.

Як видно, зі збільшенням кута  $\psi$  величина  $tg(\psi - \gamma)$  збільшується, а підкореневе вираження залежності (2.64) у зв'язку зі збільшенням величини  $tg\psi$  зменшується. Разом з тим, очевидно, вплив величини  $tg(\psi - \gamma)$  на температуру різання  $\theta_{max2}$  більш суттєвий, ніж величини  $tg\psi$ . Тому температура різання  $\theta_{max2}$  буде збільшуватися зі збільшенням кута  $\psi$ , що погодиться з аналогічним рішенням, яке випливає із залежності (2.54) за умови  $\gamma = 0$ .

Зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  величина  $tg(\psi - \gamma)$  зменшується аж до нуля (за умови  $\psi = \gamma$ ). Зменшується також і підкореневе

вираження залежності (2.64) внаслідок збільшення величини  $tg\beta$ , що входить у знаменник. Тому зі збільшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  температура різання  $\theta_{max2}$  буде однозначно зменшуватися. Причому, при відносно невеликому значенні кута  $\psi$  (відповідно невеликому коефіцієнті тертя  $f$ ) завдяки збільшенню переднього кута інструмента  $\gamma$  можна домогтися суттєвого зменшення температури різання  $\theta_{max2}$ . Отже, застосовуючи різальні інструменти, виготовлені із матеріалів з низьким коефіцієнтом тертя та з позитивним переднім кутом ( $\gamma > 0$ ), можна кардинально вирішити проблему зниження температури різання  $\theta_{max2}$ . У цьому плані ефективно застосування алмазних лезових інструментів, які характеризуються найменшим коефіцієнтом тертя з оброблюваним матеріалом. При цьому створення навіть невеликого позитивного переднього кута на інструменті (у межах  $5^\circ$ ) дозволить суттєво зменшити температуру різання  $\theta_{max2}$ , що погодиться з відомими експериментальними даними.

На основі сказаного можна зазначити, що основною умовою зменшення температури різання, яка виникає на передній поверхні інструмента, є виконання умови  $\psi - \gamma = 0$ , оскільки у цьому випадку  $tg(\psi - \gamma) = 0$ , а величина  $(tg\beta + tg\psi) = 1 + tg\psi$  (тобто приймає кінцеве значення). У підсумку, температура різання  $\theta_{max2}$ , яка визначається залежністю (1.64), може приймати достатньо малі значення. Тому з'являється можливість збільшення швидкості різання  $V$  й, відповідно, продуктивності обробки, тобто можлива реалізація умов високошвидкісного різання.

### **2.3.3. Визначення температури різання, що виникає на задній поверхні ріжучого інструменту, у результаті тертя із оброблюваним матеріалом**

Припустимо, що у процесі різання на задній поверхні інструмента утворилася площадка зношування довжиною  $h$  (рис. 2.12). Очевидно, у результаті її тертя з оброблюваним матеріалом буде виділятися тепло, що переходить в оброблюваний матеріал та інструмент. Можна припустити, що на даній площадці зношування діє сталий тепловий потік з постійною щільністю  $q_2$ , що визначає сталий у часі тепловий процес у ріжучій частині інструмента. Якщо розглядати у першому наближенні ріжучу частину інструмента у вигляді прямокутної пластинки шириною  $h$  й висотою  $L$  (рис. 2.12,а), то, відповідно,



до відомого рішення [102], поширення тепла уздовж пластинки підкоряється лінійному закону (за заданою граничною умовою  $\theta(y=L)=0$ , рис. 2.12,б), де  $y$  – координата.

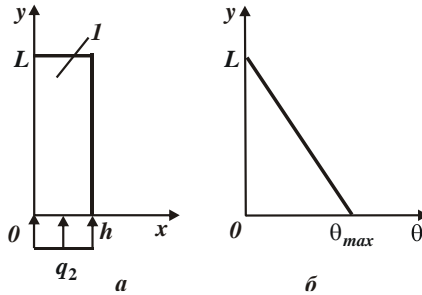


Рисунок 2.12 – Розрахункова схема температури різання, що виникає на задній поверхні ріжучого інструмента, (а) і характер зміни температури  $\theta$  уздовж координати  $y$  (б)

Максимальна температура різання досягається за умови  $y=0$  та визначається залежністю:

$$\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_i}. \quad (2.66)$$

Щільність теплового потоку  $q_2$  дорівнює:

$$q_2 = \frac{W_2}{h \cdot \epsilon}, \quad (2.67)$$

де  $W_2 = P_{z.mp} \cdot V$  – потужність теплового потоку, Вт;

$$P_{z.mp} = f \cdot P_{y.mp};$$

$P_{z.mp}$ ,  $P_{y.mp}$  – відповідно, тангенціальна і радіальна складові сили тертя на задній поверхні інструмента, Н;

$f$  – коефіцієнт тертя інструментального й оброблюваного матеріалів;

$\epsilon$  – ширина різання, м.

Для визначення тангенціальної й радіальної складових сили тертя на задній поверхні інструмента  $P_{z.mp}$ ,  $P_{y.mp}$  слід розглянути розрахункову схему, показану на рис. 2.13. Як відомо, процес стружкоутворення під час різання відбувається у результаті періодичних зрушень елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу уздовж умовної площини зсуву  $OA$ , розташованої під кутом  $\beta$  до напрямку подачі. Зсуву матеріалу передуює його пластичне дефор-

мування (змиання на ділянці  $OO'$ ) доти, поки складова сила різання  $P_{z,pi3}$  не досягне граничного значення. Крім складової сили різання  $P_{z,pi3}$ , на різальний інструмент будуть діяти також складові сили різання  $P_{y,pi3}$ ,  $P_{z,mp}$ ,  $P_{y,mp}$ , які можна виразити через твердість оброблюваного матеріалу  $HV$  (за Віккерсом):

$$P_{z,pi3} = l \cdot \epsilon \cdot HV; \quad (2.68)$$

$$P_{y,pi3} = f \cdot l \cdot \epsilon \cdot HV; \quad (2.69)$$

$$P_{y,mp} = h \cdot \epsilon \cdot HV; \quad (2.70)$$

$$P_{z,mp} = f \cdot h \cdot \epsilon \cdot HV, \quad (2.71)$$

де  $l$  – довжина контакту оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструмента, м.

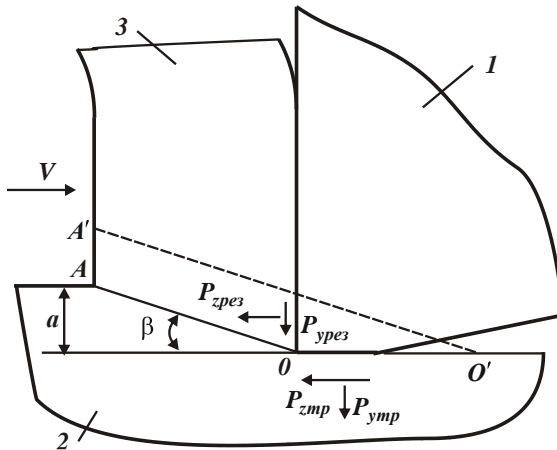


Рисунок 2.13 – Розрахункова схема складових сили різання:  
1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Тоді сумарні складові сили різання  $P_z$ ,  $P_y$  визначаються:

$$P_z = P_{z,pi3} + P_{z,mp} = \epsilon \cdot HV \cdot (l + f \cdot h); \quad (2.72)$$

$$P_y = P_{y,pi3} + P_{y,mp} = \epsilon \cdot HV \cdot (f \cdot l + h). \quad (2.73)$$

Їх відношення:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{(l + f \cdot h)}{(f \cdot l + h)}. \quad (2.74)$$

Як впливає з табл. 2.5, зі збільшенням  $h/l$  відношення  $P_z/P_y$  безупинно зменшується, приймаючи за умови  $h/l=1$  одиничне значення, незалежно від коефіцієнта тертя  $f$  інструментального та оброблюваного матеріалів. Розрахункові дані погодяться з експериментальними даними (табл. 2.6), отриманими з використанням рис. 2.14 [7], розглядаючи відношення  $P_z/P_y$  у вигляді  $P_z/\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ .

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення відношення  $P_z/P_y$ ,

$h/l$	0,05	0,1	0,5	1	2	5	10
$P_z/P_y$ (для $f=0,3$ )	3,3	2,5	1,44	1	0,7	0,47	0,39
$P_z/P_y$ (для $f=0,5$ )	2	1,75	1,25	1	0,8	0,66	0,57

Таблиця 2.6 – Розрахункові значення відношення  $P_z/\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$

$h$ , мм	0	0,2	0,4	0,6	0,8
$P_z/\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$	2,5	1,34	1,22	1,11	1,04

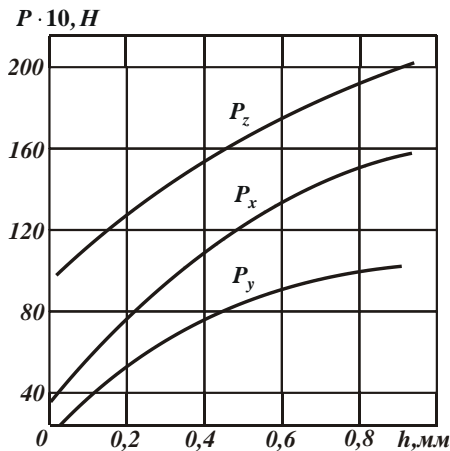


Рисунок 2.14 – Вплив довжини площадки зношування на задній поверхні різця  $h$  на складові сили різання  $P_z$ ,  $P_x$ ,  $P_y$  (під час зношування різця

за задньою поверхнею в умовах точіння сталі 40;  
 $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;  $S = 0,106$  мм/об.;  $V = 196$  м/хв

Як витікає із табл. 2.6, зі збільшенням довжини площадки зношування на задній поверхні інструмента відношення  $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$  зменшується з 2,5 до 1,04. Тоді відношення  $h/l$ , виходячи з табл. 2.5, для даних умов обробки змінюється у межах 0 ... 1. Цим показана можливість аналітичного описання складових сили різання за наведеними вище залежностями.

Підставляючи залежність (2.70) у залежність (2.67), отримано:

$$q_2 = \frac{f \cdot P_{y,mp} \cdot V}{h \cdot \epsilon} = f \cdot HV \cdot V. \quad (2.75)$$

Для встановлення характеру розподілу температури у оброблюваному матеріалі умовно поверхневий шар обробленої деталі представлено набором безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів (рис. 2.15), кожен із яких нагрівається до певної температури за час  $\tau$  контакту із площадкою зношування (довжиною  $h$ ) на задній поверхні різця (рис. 2.12,а).

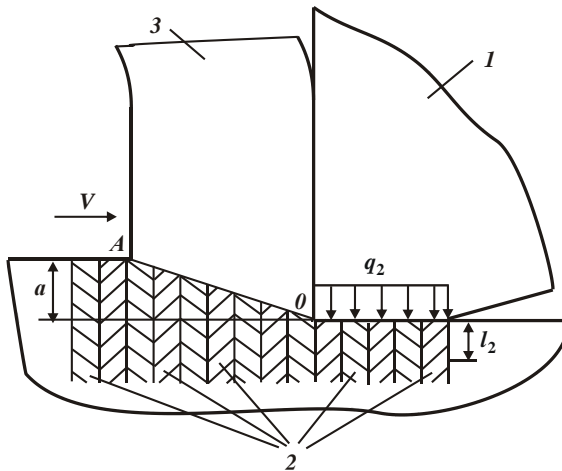


Рисунок 2.15 – Розрахункова схема температури, що виникає на задній поверхні інструмента: 1 – інструмент; 2 – адіабатичні стержні; 3 – стружка

У роботі [93] наведене теоретичне рішення щодо розподілу температури в адіабатичному стержні під час дії на його торець протягом часу  $\tau$  теплового потоку з постійною щільністю  $q_2$  (рис. 2.12,б). Максимальна температура різання  $\theta_{max}$  досягається на торці стержня:

$$\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_M}; \quad (2.76)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau}, \quad (2.77)$$

де  $l_2$  – глибина проникнення тепла в адіабатичний стержень, м.

Аналогічно підходу, запропонованому в п. 2.3, необхідно встановити значення щільності теплового потоку  $q_{21}$  і  $q_{22}$ , які визначають температуру оброблюваного матеріалу та ріжучої частини різця (пластини). Для цього слід порівняти значення максимальної температури  $\theta_{max}$ , описуваної залежностями (2.66) і (2.69), розглядаючи в першому випадку щільність теплового потоку, рівною  $q_{22}$ , а в другому випадку – рівною  $q_{21}$ , де  $q_{21} = q_2 - q_{22}$ ;  $q_2$  – сумарна щільність теплового потоку, що діє на задній поверхні різця. Тоді залежності (2.66) і (2.69) приймуть вигляд:

$$\theta_{max1} = \frac{(q_2 - q_{21}) \cdot L}{\lambda_i}; \quad (2.78)$$

$$\theta_{max2} = \frac{q_{21} \cdot l_2}{\lambda_M}. \quad (2.79)$$

За умови  $\theta_{max1} = \theta_{max2}$ , після нескладних перетворень, отримано:

$$q_{21} = q_2 \cdot \frac{L}{\lambda_i} \cdot \frac{1}{\left(\frac{L}{\lambda_i} + \frac{l_2}{\lambda_M}\right)} = q_2 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{L} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)} \approx q_2. \quad (2.80)$$

У цьому випадку  $L > l_2$ , тому щільність теплового потоку  $q_{21}$  буде незначно відрізнятися від сумарної щільності теплового потоку  $q_2$ , яка діє на задній поверхні різця. Із цього витікає, що основна частина тепла, що утворюється у результаті тертя оброблюваного матеріалу із задньою поверхнею різця, переходить в оброблюваний матеріал, а в інструмент переходить невелика частина тепла.

На основі отриманих рішень можна визначити температуру, що утворюється в процесі різання на задній поверхні різця. Для цього слід скористатися залежністю (2.79):

$$\theta_{max2} = \frac{q_2}{\lambda_M} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_M} \cdot \frac{\lambda_i}{L}\right)} = \frac{q_2}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{L} \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_M}\right)}. \quad (2.81)$$

Як видно, температура залежить від параметрів  $L$  і  $l_2$ . Оскільки  $L > l_2$ , то другим доданком у знаменнику можна зневажити, у результаті залежність (2.81) прийме вигляд:

$$\theta_{max2} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad (2.82)$$

Величина  $l_2$  визначається залежністю (2.77). Час  $\tau$  контакту адіабатичного стержня із площадкою зношування (довжиною  $h$ ) на задній поверхні різця, який входить у залежність (2.77), дорівнює  $\tau = h/V$ . Тоді залежність (2.77) виразиться:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{h}{V}}. \quad (2.83)$$

Відповідно, температура різання  $\theta_{max2}$ , описувана залежністю (2.82), із урахуванням залежностей (2.75) і (2.83), набуде вигляду:

$$\theta_{max2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (2.84)$$

Зменшити температуру різання  $\theta_{max2}$ , відповідно до залежності (2.84), можна зменшенням параметрів  $f$ ,  $HV$ ,  $h$  і швидкості різання  $V$ . Основними параметрами, що змінюються, у цьому випадку слід розглядати  $h$  й  $V$ . Зменшуючи параметр  $h$ , з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання  $V$  та продуктивності обробки за заданою температурою різання  $\theta_{max2}$ . Цим доведено ефективність застосування високошвидкісного різання за умови забезпечення високої гостроти ріжучого леза інструмента.

Залежність (2.84) аналогічна залежності (2.54), розглядаючи в ній замість товщини зрізу  $a$  довжину площадки зношування на задній поверхні інструмента  $h$ . Тому кількісна відмінність значень температури різання  $\theta_{max2}$ , розрахованих за залежностями (2.54) і (2.84), буде визначатися розходженням значень  $a$  і  $h$ , а також значень  $HV$  і  $\sigma_{cm}$ . Як відомо, для конструкційних загартованих сталей відношення  $HV/\sigma_{cm} \approx 3$ . Отже, за умови  $a = h$  температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, буде перевищувати температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. За умови  $a > h$ , навпаки, температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, буде менше температури різання, яка виникає на передній поверхні інструмента.

Очевидно, у початковий момент обробки, коли  $h \approx 0$ , температура різання, обумовлена тертям задньої поверхні інструмента з обробленою поверхнею, буде фактично дорівнювати нулю. У міру зношування інструмента й збільшення довжини площадки зношування на задній поверхні інструмента  $h$

температура різання буде збільшуватися й при досягненні певного значення може перевищити температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. Безсумнівно, збільшення температури різання на задній поверхні інструмента буде інтенсифікувати його зношування й приведе до зменшення стійкості інструмента. У зв'язку із цим температуру різання на задній поверхні інструмента необхідно зменшувати. Виходячи із залежності (2.84), це досягається зменшенням коефіцієнта тертя  $f$  та швидкості різання  $V$ . Інтенсивність зношування інструмента на задній поверхні, очевидно, обумовлена товщиною зрізу  $a$ : чим вона більше, тим більше параметр  $h$ . Тому з метою зменшення параметра  $h$  й, відповідно, температури різання  $\theta_{max2}$  товщину зрізу  $a$  слід зменшувати.

Необхідно зазначити, що залежність (2.54) справедлива для нульового переднього кута інструмента ( $\gamma = 0$ ). За умови  $\gamma > 0$  справедлива залежність (2.64), з якої випливає, що за умови  $\psi - \gamma \rightarrow 0$  температура різання, яка виникає на передній поверхні інструмента,  $\theta_{max2} \rightarrow 0$ . При цьому температура різання  $\theta_{max2}$ , яка виникає на задній поверхні інструмента й визначається залежністю (2.84), не залежить від різниці кутів  $\psi - \gamma$ . Отже, за умови  $\gamma > 0$  температура різання  $\theta_{max2}$ , яка виникає на задній поверхні інструмента, може перевищувати температуру різання, яка виникає на передній поверхні інструмента. Цим, властиво, і пояснюється перевага зношування інструмента по задній поверхні, що в остаточному підсумку визначає стійкість інструмента.

### 2.3.4. Визначення температури різання, що виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу

Потужність теплового потоку  $W_{nl}$ , що діє в умовній площині зсуву  $OA$  оброблюваного матеріалу (рис. 2.16), визначається:

$$W_{nl} = P_{nl} \cdot V_{nl}, \quad (2.85)$$

де  $P_{nl}$  – сила, що діє в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, Н;  
 $V_{nl}$  – швидкість зсуву матеріалу в умовній площині, м/с.

Виходячи зі схеми, представленій на рис. 2.16, маємо:

$$P_{nl} = P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta = P_z \cdot \left( \cos \beta - \frac{P_y}{P_z} \cdot \sin \beta \right); \quad (2.86)$$

$$V_{nl} = V \cdot \cos \beta. \quad (2.87)$$

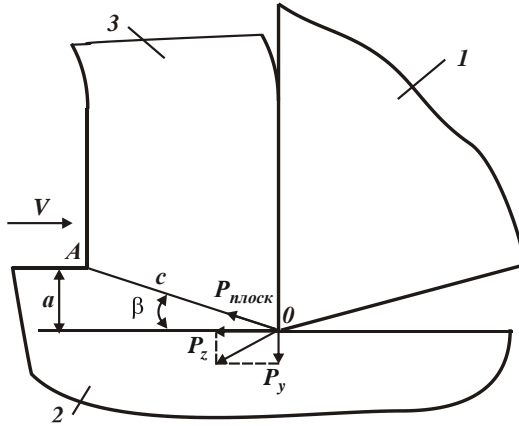


Рисунок 2.16 – Розрахункова схема складових сили різання, що діють в умовній площині зсуву матеріалу:  
1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Як показано у п. 2.3, для нульового переднього кута інструмента справедливі відношення:  $\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$ ;  $P_y = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot v}{tg 2\beta \cdot tg \beta}$ . Тоді залежність (2.86) прийме вигляд:

$$P_{nl} = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot v}{tg 2\beta \cdot tg \beta \cdot f} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta). \quad (2.88)$$

Із урахуванням відношення  $tg 2\beta = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$  залежність (2.88) спроститься:

$$P_{nl} = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot v}{tg \beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta). \quad (2.89)$$

Підставляючи у залежність (2.85) залежності (2.87) і (2.89), отримано:

$$W_{nl} = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot v \cdot V}{tg \beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos \beta. \quad (2.90)$$

Відповідно, щільність теплового потоку  $q_3$ , що діє в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, виразиться:

$$q_3 = \frac{W_{nl}}{v \cdot c}, \quad (2.91)$$

де  $c = a / \sin \beta$  – довжина умовної площини зсуву  $OA$  (рис. 2.16) оброблюваного матеріалу, м.



Із урахуванням залежності (2.90), отримано:

$$q_3 = \sigma_{cm} \cdot V \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos^2 \beta. \quad (2.92)$$

Оскільки умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  змінюється в невеликих межах ( $\beta = 5 \dots 30^\circ$ ), а коефіцієнт тертя  $f$  на передній поверхні інструмента  $f < 0,5$ , то у першому наближенні через малість другого доданка у залежності (2.92) їм можна зневажити. Тоді залежність (2.92) прийме спрощений вигляд:

$$q_3 = \sigma_{cm} \cdot V \cdot \cos^3 \beta. \quad (2.93)$$

У межах зміни значень  $\beta = 5^\circ \dots 30^\circ$  функція  $\cos^3 \beta > 0,65$ . Тому, фактично, параметр  $q_3$  мало відрізняється від добутку  $\sigma_{cm} \cdot V$ . Порівнюючи залежність (2.93) із аналогічною залежністю (2.34), видно, що щільність теплового потоку  $q_3$ , який виникає у площині зсуву матеріалу, більше щільності теплового потоку, який виникає на передній поверхні інструмента  $q_1$ .

Важливо визначити температуру різання, що виникає у площині зсуву матеріалу. Для цього слід скористатися розрахунковою схемою (рис. 2.2) і

аналітичною залежністю  $\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c_m \cdot \rho_m}$  [105] для визначення температури різання,

що виникає у площині зсуву оброблюваного матеріалу, де  $z$  – безрозмірна величина температури, яка може змінюватися у межах  $0 \dots 1$ . Максимальне значення температури різання досягається у точці контакту елементарного адіабатичного стержня (набором яких умовно представлений припуск, що знімається) із вершиною ріжучого інструмента.

Заслугує на увагу випадок  $z=1$ , коли температура різання приймає найбільше значення. Із урахуванням залежності  $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg} \beta$  [66] залежність

$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c_m \cdot \rho_m}$  прийме вигляд:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (2.94)$$

Максимальна температура різання  $\theta_{max}$  однозначно залежить від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ : чим він більше, тим менше  $\theta_{max}$ .

Важливо порівняти значення температур різання, що виникають у площині зсуву матеріалу й на передній поверхні інструмента (для  $\gamma=0$ ). Для цього залежність (2.46), яка визначає температуру різання на передній поверхні інструмента, з урахуванням відомої залежності  $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg} \beta$ , слід представити у вигляді:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot U, \quad (2.95)$$

де 
$$U = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_m}{\lambda_m} \cdot \frac{V}{l} \cdot tg\beta}. \quad (2.96)$$

Як видно, залежність (2.95) відрізняється від залежності (2.94) наявністю безрозмірної функції  $U$ . Для її кількісного оцінювання прийнято наступні вихідні дані: коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу (сталі ШХ15) –  $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с; товщина зрізу –  $a = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м; швидкість різання –  $V = 600$  м/хв. = 10 м/с; коефіцієнт тертя на передній поверхні інструмента –  $f = 0,3$ ; умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta = 30^\circ$  (відповідно  $tg 30^\circ = 0,577$ ); довжина контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $l = 0,4 \cdot 10^{-3}$  м. Розрахунками встановлено, що безрозмірна функція  $U = 3$ . Це вказує на те, що температура різання  $\theta_{max}$ , яка утворюється на передній поверхні інструмента у результаті його тертя зі стружкою, перевищує температуру різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Отже, основна частина тепла віддається стружкою, а в поверхневий шар оброблюваної деталі надходить значно менша частина тепла.

Отриманий результат справедливий і у випадку порівняння залежності (2.94) із узагальноною залежністю (2.60), що визначає температуру різання на передній поверхні інструмента (для  $\gamma = 0$ ). Для цього залежність (1.60) із урахуванням залежностей (2.61), (2.62) і  $P_y = \frac{\sigma_{cm} \cdot a \cdot \epsilon}{tg 2\beta \cdot tg\beta}$  слід представити у вигляді:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{\cos \beta \cdot \cos \psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot U, \quad (2.97)$$

де  $U$  – безрозмірна функція:

$$U = 0,5 \cdot (1 - tg^2 \beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}. \quad (2.98)$$

Як видно, залежність (2.97) відрізняється від залежності (2.94) наявністю безрозмірної функції  $U$ . Для її кількісного оцінювання прийняті вище вихідні дані: коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу (сталі ШХ15) –  $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с; товщина зрізу –  $a = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м; швидкість

різання –  $V = 600 \text{ м/хв} = 10 \text{ м/с}$ ; умовний кут тертя на передній поверхні інструмента –  $\psi = 30^\circ$ . У табл. 2.7 наведено розрахункові значення безрозмірної функції  $U$  залежно від кута зсуву матеріалу  $\beta$ .

Таблиця 2.7 – Розрахункові значення безрозмірної функції  $U$

$\beta$ , град	10	20	30	45
$U$	8,6	6,9	4,8	0

Із табл. 2.7 витікає, що за умови  $\beta \rightarrow 45^\circ$  безрозмірна функція  $U \rightarrow 0$ . Це можливо за умови  $\psi \rightarrow 0$ . Однак у реальному процесі різання кут  $\psi$  приймає значення  $30^\circ \dots 60^\circ$ . Тому умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$ , як правило, значно менше  $45^\circ$  (тобто  $\beta = 10^\circ \dots 30^\circ$ ) і безрозмірна функція  $U$  приймає достатньо великі значення –  $U = 8,6 \dots 4,8$ . Отже, температура різання  $\theta_{max}$ , яка утворюється на передній поверхні інструмента у результаті його тертя зі стружкою, значно перевищує температуру різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Це погодиться з наведеним вище аналогічним рішенням, отриманим на основі порівняння залежностей (2.94) і (2.95).

Отриманий результат є несподіваним, оскільки щільність теплового потоку, який утворюється в умовній площині зсуву матеріалу, більше щільності теплового потоку, який утворюється на передній поверхні інструмента. Тому слід очікувати й більшу температуру різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу. Однак у дійсності все навпаки. Із фізичної точки зору це пов'язане з тим, що тривалість  $\tau_*$  зсуву матеріалу в умовній площині зсуву незначна. Отже, незначна глибина проникнення тепла в поверхневий шар

оброблюваного матеріалу  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau_*}$  й, відповідно, незначна температура

різання  $\theta_{max} = \frac{q_3 \cdot l_2}{\lambda_m}$ , незважаючи на відносно велику щільність теплового потоку  $q_3$ , що діє в площині зсуву оброблюваного матеріалу.

Тривалість контакту стружки з передньою поверхнею інструмента  $\tau \gg \tau^*$ . Відповідно більше й величина  $l_2$ . Це, за суттю, і є визначальним чинником у формуванні температури, яка виникає на передній поверхні інструмента, оскільки щільність теплового потоку, що утворюється на передній поверхні інструмента, менше щільності теплового потоку, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Тому найважливішою умовою зменшення

температури різання, яка виникає на передній поверхні інструмента, є зменшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента.

Слід зазначити, що отриманий висновок справедливий під час різання інструментом з нульовим переднім кутом ( $\gamma = 0$ ). У випадку  $\gamma > 0$  залежність (2.63) необхідно представити у вигляді:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{\cos\beta \cdot \cos\psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{cm}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot U, \quad (2.99)$$

де  $U$  – безрозмірна функція:

$$U = 0,5 \cdot (1 - tg^2\beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}. \quad (2.100)$$

У підсумку прийшли до залежностей (2.97) і (2.98) із урахуванням того, що у цьому випадку умовний кут зсуву матеріалу  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ . Тому можна виконати умову  $\beta \rightarrow 45^\circ$  і, відповідно, умову  $U \rightarrow 0$  шляхом суттєвого зменшення різниці кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$  завдяки зменшенню кутів  $\psi$  і  $\gamma$ . Це відкриває можливість суттєвого зменшення температури різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента. Температура різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу, відповідно до залежності (2.94), також буде зменшуватися зі зменшенням різниці кутів  $(\psi - \gamma)$  завдяки збільшенню умовного кута зсуву матеріалу  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$ , однак у менших межах. Тому за певних умов (відносно невеликому значенні  $(\psi - \gamma)$ ) температура різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу, може перевищувати температуру різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента. Дана закономірність дійсно має місце на практиці [86].

Згідно з розрахунковими даними, наведеними у табл. 2.7 і на рис. 2.17, встановлено характер зміни безрозмірної функції  $U$  залежно від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  й, відповідно, різниці кутів  $(\psi - \gamma)$ . Як видно, за умови  $(\psi - \gamma) < 10^\circ$  безрозмірна функція  $U$  приймає значення, менші одиниці, тобто у цьому випадку температура різання, яка утворюється на передній поверхні інструмента, менше температури різання, яка виникає в умовній площині зсуву матеріалу.

Необхідно також зазначити, що дане рішення справедливе під час різання “гострим” інструментом, коли довжина площадки зношування на задній поверхні невелика ( $h \approx 0$ ). У міру збільшення довжини площадки зношу-

вання, відповідно до залежності (2.84), температура різання, яка утворюється у результаті тертя задньої поверхні інструмента з оброблюваним матеріалом, збільшується й за певних умов досягає температури різання, що утворюється як у площині зсуву матеріалу, так і на передній поверхні інструмента. Внаслідок цього в оброблювану деталь буде надходити приблизно така ж кількість тепла, як і в стружку, що призведе до утворення на оброблюваній поверхні припикань та інших температурних дефектів. Крім того, внаслідок зменшення механічних властивостей інструментального матеріалу (головним чином, його твердості) від дії температурного чинника буде відбуватися інтенсивне зношування інструмента, що проявляється у зменшенні його стійкості.

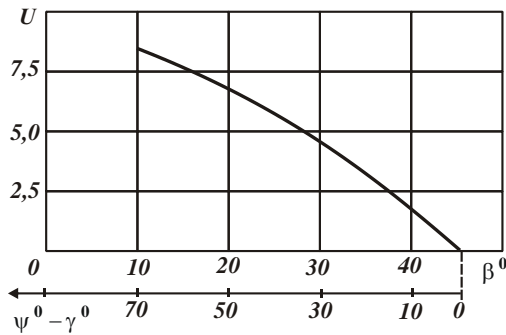


Рисунок 2.17 – Залежність безрозмірної функції  $U$  від умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  й, відповідно, різниці кутів  $(\psi - \gamma)$

Таким чином, теоретично встановлено, що значення температур різання, які утворюються на передній і задній поверхнях інструмента, як правило, вище температури різання, яка утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. На рис. 2.18 наведено структурну схему умов зменшення значень температур різання, які виникають, відповідно, в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента.

Як вже показано, основною умовою зменшення значень температур різання, які виникають в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу та на передній поверхні інструмента, є зменшення різниці кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$  (відповідно, умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$ ). Додатковою умовою слід розглядати зменшення швидкості різання  $V$  та товщини зрізу  $a$ , однак це приводить до зменшення продуктивності обробки, що недоцільно. Тому зменшуючи різ-

ницю кутів  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , з'являється можливість збільшення швидкості різання  $V$  й, відповідно, продуктивності обробки шляхом здійснення високопродуктивного різання.

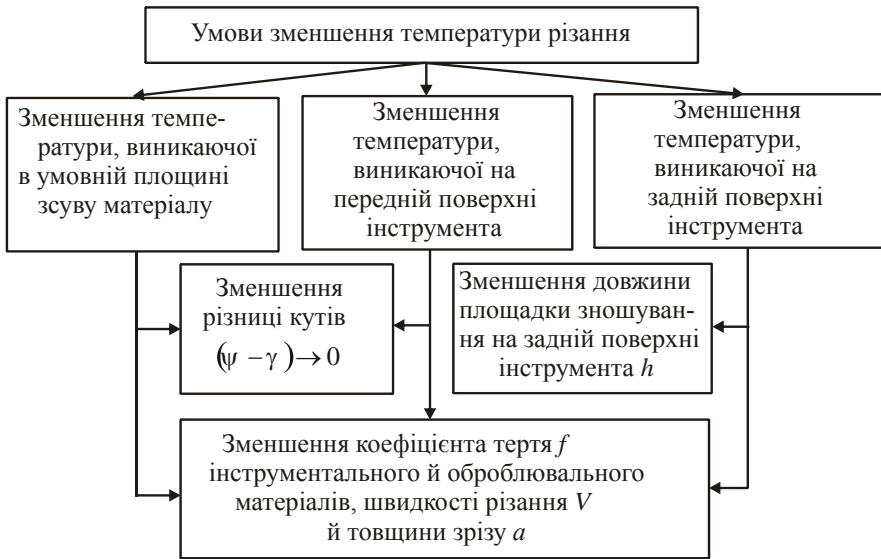


Рисунок 2.18 – Структурна схема умов зменшення температури різання

Зменшити температуру різання, яка виникає на задній поверхні інструмента, можна завдяки зменшенню параметрів  $f$ ,  $V$  і  $a$ , розглядаючи довжину площадки зношування на задній поверхні  $h$  заданою.

## 2.4. Визначення сумарної температури різання та умов її зменшення

Отримані аналітичні залежності (2.94), (2.99) і (2.84) для визначення температур різання, які виникають в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента, дозволяють установити сумарну температуру різання. На рис. 2.19,а схематично (заштрихованим) показано епюри розподілу розрахованих температур різання.

Як видно, температура різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, у міру наближення до вершини інструмента збільшується. Значен-

ня температури різання, що виникають на передній і задній поверхнях інструмента, навпаки, збільшуються в міру віддалення від вершини інструмента й приймають максимальні значення у точках виходу оброблюваного матеріалу з контакту з інструментом.

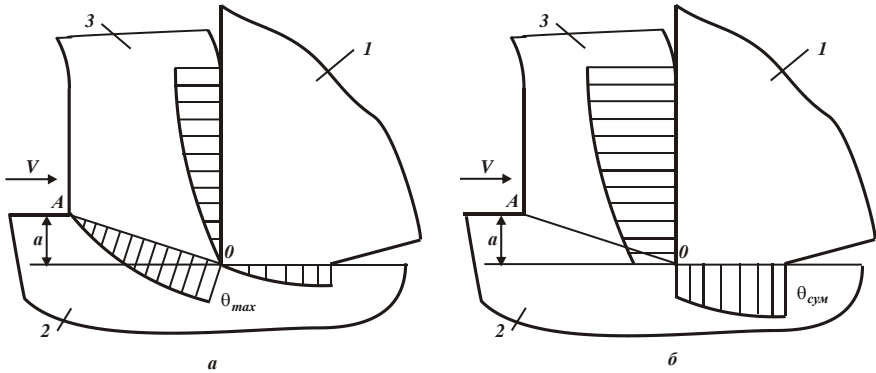


Рисунок 2.19 – Епюри розподілу температур, які виникають під час різання в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента:

1 – інструмент (різець); 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Зміна температури різання уздовж умовної площини зсуву матеріалу приводить до нерівномірного нагрівання стружки. Найбільш нагрітою є сторона стружки, що контактує з передньою поверхнею інструмента. При цьому її максимальну температуру слід розглядати як суму максимальних температур, що виникають в умовній площині зсуву матеріалу та на передній поверхні інструмента, тобто як суму значень температур, які визначаються залежностями (2.94) і (2.99):

$$\theta_{\text{сум}} = \frac{\sigma_{\text{см}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg} \beta} + \frac{\sigma_{\text{см}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}}} \cdot \frac{1}{\text{tg} 2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot a \cdot V \cdot \cos \beta \cdot \cos \psi}{\lambda_{\text{м}} \cdot \sin(\beta + \psi)}} \quad (2.101)$$

Епюру розподілу температури стружки уздовж передньої поверхні інструмента показано на рис. 2.19,б. Максимальна температура  $\theta_{\text{сум}}$  досягається у точці виходу стружки із контакту з інструментом.

Аналогічно визначається максимальна температура  $\theta_{\text{сум}}$ , що виникає на задній поверхні інструмента. Вона дорівнює сумі значень температур різання, які визначаються залежностями (2.94) і (2.84):

$$\theta_{\text{сум}} = \frac{\sigma_{\text{см}}}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \text{tg}\beta} + f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_{\text{м}} \cdot \rho_{\text{м}} \cdot \lambda_{\text{м}}}}. \quad (2.102)$$

Таким чином показано, що у формуванні температури різання, що виникає на задній поверхні інструмента, приймає участь температура, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу й досягає максимального значення на вершині інструмента.

Зважаючи на те, що за певних умов температура різання, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу, може перевершувати значення температур різання, що виникають на передній і задній поверхнях інструмента, це призведе до значного збільшення сумарної температури різання та в остаточному підсумку може знизити якість обробки й стійкість інструмента. Особливо це відноситься до теплових процесів, що відбуваються на задній поверхні інструмента, які, головним чином, формують температуру поверхневого шару оброблюваного матеріалу й, відповідно, якість обробки, а також інтенсивність зношування інструмента на задній поверхні й, відповідно, його стійкість. Тому важливою умовою зменшення теплової напруженості процесу різання слід розглядати зменшення температури різання, що утворюється в умовній площині зсуву матеріалу. Вона, за суттю, є першопричиною виникнення теплових процесів на задній поверхні інструмента, оскільки за умови  $h=0$  температура різання, яка обумовлена тертям на задній поверхні інструмента й визначається залежністю (2.84), дорівнює нулю.

Отримане теоретичне рішення підтверджується відомими експериментальними даними [7], згідно яким під час точіння подачу й глибину різання приймають максимально можливими (виходячи з міцності ріжучого леза інструмента й величини припуску, що знімається), а швидкість різання вибирають на основі відомої емпіричної залежності для визначення стійкості інструмента:  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$ , де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні, визначаються експериментально.

Для даної залежності справедливі умови:  $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ . Отже, з погляду збільшення стійкості інструмента  $T$  доцільно максимально збільшувати параметри режиму різання  $S$  і  $t$  та в меншій мірі – швидкість різання  $V$ . Це ще одне підтвердження правильності отриманого теоретичного рішення, яке полягає в тім, що збільшувати швидкість різання  $V$  необхідно лише після того, як будуть реалізовані максимально можливі значення подачі  $S$  і глибини різання  $S$ . Із цього випливає, що навіть для сучасних різальних інструментів



зі зносостійкими покриттями, що характеризуються високими ріжучими властивостями, важко домогтися суттєвого збільшення швидкості різання  $V$ . Як показано вище, вона може бути значно збільшена за умови зменшення параметрів  $a$  і  $h$ , що не завжди економічно доцільно. Дана умова економічно обґрунтована й застосовна лише під час фінішної обробки (тонкому й алмазному точінні), де передбачені відносно невеликі значення подачі й глибини різання. У цьому випадку максимально можуть бути реалізовані переваги процесу високошвидкісного різання.

Отримані теоретичні рішення погодяться з відомими результатами експериментальних досліджень температури різання. Так, у роботі [34] експериментально встановлено, що зі збільшенням швидкості різання температура різання безупинно збільшується (рис. 2.20). Аналогічний результат витікає з отриманих залежностей (2.64) і (2.84), згідно яких зі збільшенням швидкості різання температура, що виникає на передній і задній поверхнях інструмента, збільшується. Отже, зі збільшенням температури різання буде зменшуватися стійкість інструмента.

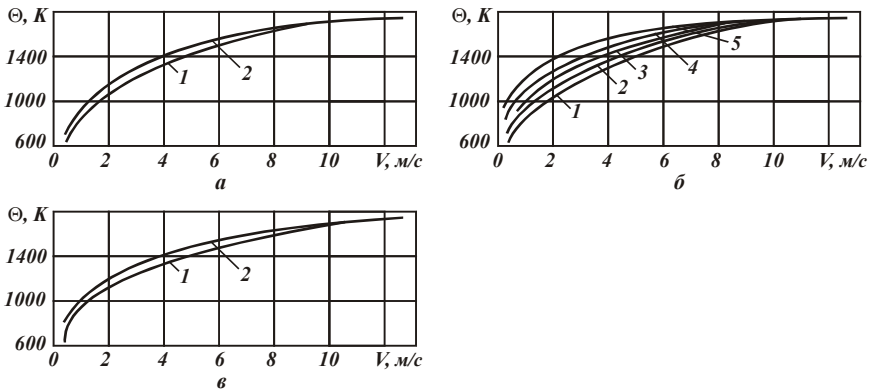


Рисунок 2.20 – Зміна температури різання сталі 40 залежно від швидкості різання:

а – Т5К10 – сталь 40; б – Т15К6 – сталь 40; в – Т30К4 – сталь 40;

1 –  $S = 0,21$  мм/об.; 2 –  $S = 0,3$  мм/об.; 3 –  $S = 0,42$  мм/об.;

4 –  $S = 0,6$  мм/об.; 5 –  $S = 0,84$  мм/об. ( $\sigma_B = 617$  МПа;  $\gamma = -4^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ )

Таким чином, отримані аналітичні залежності дозволяють фізично обґрунтувати основні закономірності зміни температури різання та стійкості інструмента, чого не можна було встановити, використовуючи лише емпіричні

(експериментальні) залежності для визначення стійкості інструмента. За суттю, аналітичні залежності доповнюють емпіричні залежності та у сукупності з ними дають достатньо повне уявлення щодо фізичних і технологічних закономірностей формування теплової напруженості процесу різання. Це дозволяє науково обґрунтовано підійти до вибору оптимальних умов обробки, які забезпечують зменшення температури різання та підвищення стійкості інструмента.

## 2.5. Порівняння отриманих рішень із відомими теоретичними рішеннями

Питання зменшення температури різання й, відповідно, теплового впливу на різальний інструмент досліджувалися багатьма вченими [11; 34]. У підсумку розроблено формалізовану теорію теплофізики різання [81; 89; 94; 97], що дозволяє встановити вплив різних чинників на температуру різання та стійкість інструмента.

У роботі [86] наведено результати комплексних теоретичних досліджень температури під час різання, що виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу, на передній і задній поверхнях різального інструменту. Аналітична залежність для визначення максимальної температури в умовній площині зсуву (у точці А на рис. 2.21) має вигляд:

$$\theta_A = \frac{\tau_{зсув}}{c_m \cdot \rho_m \cdot B} \cdot erf \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}, \quad (2.102)$$

де  $c_m$  – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·К);

$\rho_m$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$B = tg\beta$  – величина, що характеризує ступінь пластичних деформацій припуску, що знімається, і поверхневого шару оброблюваної деталі;

$\beta$  – умовний кут зсуву матеріалу;

$Pe = V \cdot a_1 / a$  – критерій Пекле, що характеризує ступінь впливу режимних умов  $V \cdot a_1$  процесу порівняно з впливом теплофізичних властивостей оброблюваного матеріалу  $a$ ;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$a_1$  – товщина зрізу, м;

$a = \lambda_m / (c_m \cdot \rho_m)$  – коефіцієнт температуропровідності матеріалу, м<sup>2</sup>/с;

$\lambda_m$  – коефіцієнт теплопровідності матеріалу, Вт/м·К;

$erfx = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-x^2} \cdot dx$  – інтеграл імовірності (функція), який протабульований у літературі [97].

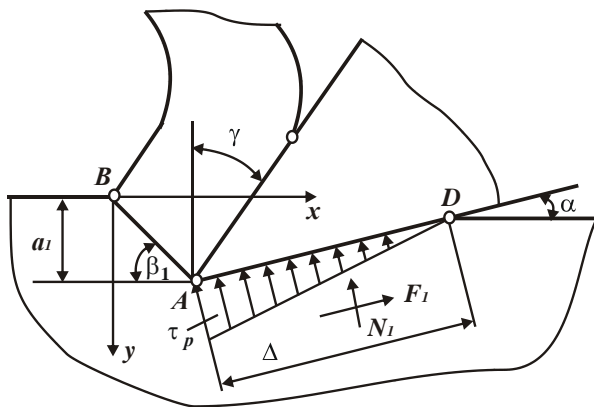


Рисунок 2.21 – Схема дії сил на задній поверхні інструмента

За умови  $Pe \cdot B \geq 20$  функція  $erf \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}$  стає рівною одиниці, значення максимальної температури пластичної деформації стабілізується та визначається спрощеною залежністю (2.102):

$$\theta_{AII} = \frac{\tau_{зсув}}{c_m \cdot \rho_m \cdot B_0}, \quad (2.103)$$

де  $B_0$  – тангенс кута нахилу площини зсуву, що відповідає моменту стабілізації температури  $\theta_A$ .

Експериментально встановлено [86], що для стабілізованого (граничного) значення  $\theta_{AII}$  справедлива залежність:

$$\theta_{AII} = k \cdot \theta_{nl}, \quad (2.104)$$

де  $k$  – коефіцієнт, що має постійне значення для даного матеріалу ( $k = 0,215$  [86]);

$\theta_{nl}$  – температура плавлення оброблюваного матеріалу, К.

Поточна температура, яка виникає в умовній площині зсуву  $AB$  (рис. 2.21), визначається залежністю, у якій  $y$  – змінна вертикальна координата (рис. 2.18):

$$\frac{\theta_{AB}}{\theta_A} = \frac{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4} \cdot \frac{y}{a_1}}}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}}. \quad (2.105)$$

Як витікає із рис. 2.22, побудованого на основі значень, розрахованих за залежністю (2.105), температура, що виникає в умовній площині зсуву  $AB$ , є змінною величиною та змінюється від 0 у точці  $B$  ( $y = a_1$ ) до максимального значення  $\theta_A$  у точці  $A$  ( $y = 0$ ).

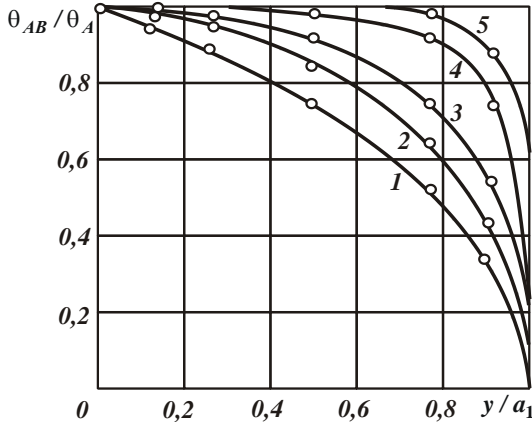


Рисунок 2.22 – Зміна відносної температури  $\theta_{AB} / \theta_A$  у площині зсуву:  
 1 –  $Pe \cdot B = 1$ ; 2 –  $Pe \cdot B = 5$ ; 3 –  $Pe \cdot B = 10$ ; 4 –  $Pe \cdot B = 25$ ; 5 –  $Pe \cdot B = 50$

У роботі [86] наведено аналітичну залежність для визначення максимальної температури на передній поверхні інструмента:

$$\theta'_M = 0,9675 \cdot \frac{n \cdot \tau_{зсув} \cdot \sqrt{Pe}}{c_m \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma + B \cdot \sin \gamma}}, \quad (2.106)$$

де  $n = Q_{c.n.} / Q_n$ ;

$Q_{c.n.}$  – теплота тертя, яка переходить з контактної площадки на передній поверхні різального інструмента до стружки, Дж/с;

$Q_n$  – загальна теплота тертя на передній поверхні різального інструмента, Дж/с.

Із залежності (2.106) витікає, що максимальна температура на передній поверхні інструмента  $\theta'_M$  збільшується зі збільшенням міцності оброблюва-

ного матеріалу  $\tau_{зсув}$ , режимів різання  $Pe$  й зменшується зі збільшенням теплопровідності оброблюваного матеріалу  $\lambda_m$ , тангенса кута нахилу умовної площини зсуву  $B$ , тобто зі зменшенням коефіцієнта усадки стружки.

Максимальна температура тертя  $\theta'_N$  на задній поверхні інструмента визначається залежністю:

$$\theta'_N = 0,6n_1 \cdot \sqrt{Pe \cdot E} \cdot \frac{\tau_{зсув} \cdot B^{0,25} \cdot \cos \alpha}{c_m \cdot \rho_m \cdot \sin^{0,25} \alpha}, \quad (2.107)$$

де  $n_1 = Q_{Д.з.} / Q_3$ ;

$Q_{Д.з.}$  – теплота тертя, яка переходить з контактної площадки задньої поверхні інструмента до деталі, Дж/с;

$Q_3$  – загальна теплота тертя на задній поверхні інструмента, Дж/с;

$E = \rho_1 / a_1$ ;

$\rho_1$  – радіус округлення ріжучої кромки різця, м;

$\alpha$  – задній кут різця.

Залежність (2.107) показує, що максимальна температура тертя на задній поверхні інструмента збільшується зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу  $\tau_{зсув}$ , режимів різання  $Pe$ , радіуса округлення ріжучої кромки різця  $\rho_1$  та зменшується зі збільшенням теплопровідності оброблюваного матеріалу  $\lambda_m$ .

На основі вже наведених залежностей розрахунками встановлено, що відношення максимальної контактної температури на передній поверхні інструмента до температури на задній поверхні у широких межах зміни умов різання ( $Pe$ ) коливається в межах від 1,5 до 2,1 (під час роботи незатупленим різцем). Розрахунками також встановлено, що незважаючи на достатньо високі швидкості різання, максимальна температура умовної площини зсуву  $\theta_A$  під час обробки сталі 45 невелика й змінюється у межах від 82 °С до 185 °С. Це значно нижче максимальної температури на передній поверхні різця.

У табл. 2.8 [86] наведено розрахункові значення кількості тепла, що переходить під час різання, відповідно, до стружки ( $Q_C$ ), у деталь ( $Q_D$ ), у різець ( $Q_P$ ), і загальної кількості тепла  $Q$ . Як видно, під час різання сталі 45 різцями із твердого сплаву Т15К6 до стружки за розрахунковими умовами переходить від 37,9 до 87,2 % тепла, у деталь – від 47,4 до 11,9 % тепла й у різець – від 14,7 до 0,9 % тепла, тобто до стружки переходить найбільша кількість тепла. Цим, властиво, і пояснюється те, що найбільша температура ви-

никає на передній поверхні різця у зв'язку з її тертям зі стружкою. Однак ці результати не враховують вплив величини площадки зношування, що утворюється під час різання на задній поверхні різця. Очевидно, зі збільшенням довжини площадки зношування температура на задній поверхні буде збільшуватися й при певному значенні перевищить температуру, що виникає на передній поверхні різця. У результаті стійкість різального інструменту визначається інтенсивністю його зношування на задній поверхні під впливом температурного чинника.

Таблиця 2.8 – Баланс тепла під час обробки сталі 45 різцями із твердого сплаву T15K6

$V$ , м/с	$Pe$	$Q_C$ , Дж/с	$\frac{Q_C}{Q}$ , %	$Q_D$ , Дж/с	$\frac{Q_D}{Q}$ , %	$Q_P$ , Дж/с	$\frac{Q_P}{Q}$ , %	$Q$ , Дж/с
0,06	1,1	18,1	37,9	22,6	47,4	7,0	14,7	47,8
0,12	2,18	48,8	49,8	39,4	40,2	9,8	10	98,0
0,24	4,2	104,5	57,6	64,2	35,4	12,8	7,0	181,5
0,49	8,65	239	66,8	102,7	28,7	16,3	4,5	358
0,95	16,8	462	73,0	150,5	23,8	19,7	3,2	632
1,9	33,5	1 050	80,3	228,1	17,5	26,9	2,3	1 305
3,92	70	2 135	84,3	367	14,5	33,1	1,3	2 536
6,17	109	3 432	86,0	518	13	39,4	1,0	3 990
8,85	156	4 997	87,2	682	11,9	45,8	0,9	5 725

Ці рішення мають важливе практичне значення, вони дозволяють науково обгрунтовано підійти до аналізу закономірностей формування температури під час різання й визначення умов її зменшення. Разом з тим, наведені залежності мають складний вигляд і під час аналізу вимагають чисельних розрахунків. Крім того, вони отримані з використанням ряду проміжних емпіричних залежностей, що обмежує їхнє застосування.

Тому запропоновані у даній роботі теоретичні рішення позбавлені зазначених недоліків, оскільки аналітичні залежності мають більш простий вигляд, достатньо зручний для аналізу й виконання оптимізаційних розрахунків. Крім того, вони отримані без застосування проміжних емпіричних залежностей, що дозволяє встановити більш загальні закономірності зміни температури різання й умови її зменшення. Це значно розширює наші уявлення щодо технологічних можливостей підвищення продуктивності та якості обробки.

## 2.6. Умови зменшення теплової напруженості процесів різання

Основним методом фінішної обробки деталей машин як і раніше є шліфування, завдяки якому обробка виконується з надзвичайно великою швидкістю різання, а це суттєво знижує сили й температуру різання, поліпшує показники точності й шорсткості оброблюваних поверхонь. Разом з тим, процес шліфування характеризується підвищеною тепловою напруженістю, що негативно позначається на якості оброблюваних поверхонь у зв'язку з можливою появою температурних дефектів (припикань, мікротріщин та ін.). Тому завдання зменшення температури різання при шліфуванні є надзвичайно актуальним, потребуючим застосування нових технологічних рішень. До них слід віднести, наприклад, переривчасте шліфування [109], яке засноване на застосуванні переривчастих кругів, що забезпечують охолодження оброблюваної деталі й зниження температури різання шляхом короткочасного переривання процесу шліфування. Як показано у роботі [109], під час переривчастого шліфування відбувається зменшення температури різання на 40 %, що дозволяє виключити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях в умовах шліфування деталей з важкооброблюваних матеріалів без зниження продуктивності обробки [111].

Важливим рішенням зниження температури шліфування прийнято вважати застосування високопористих абразивних кругів [92], які різко знижують інтенсивність тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і, відповідно, температуру різання. Тому, підтримуючи високу ріжучу здатність високопористих абразивних кругів у процесі шліфування можна домогтися суттєвого зменшення температури шліфування й виключити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. Причому, процес шліфування у цьому випадку можна здійснювати як в умовах звичайного багатопрхідного шліфування, так і в умовах високопродуктивного глибинного шліфування, що дозволяє об'єднати попередню й остаточну обробку в одну операцію й підвищити тим самим продуктивність обробки [110].

Важливим рішенням також слід розглядати й вибір раціональних режимів шліфування за критерієм найменшої температури різання. Однак, для цього потрібно здійснювати або складні експериментальні дослідження, або розробити математичну модель визначення температури різання в умовах шліфування [ 43; 85].

У даний час накопичено значний досвід у цьому напрямку, отримані розрахункові аналітичні залежності для визначення температури різання в умовах шліфування, які достатньо адекватно описують теплову напруженість процесу шліфування [81; 86; 108]. Суттєвим недоліком цих математичних моделей є те, що фактично неможливо розрахунковим шляхом визначити глибину впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні, оскільки в основу рішення складних диференціальних рівнянь теплопровідності в частинних похідних покладені функції розподілу, що змінюються в нескінченних межах, а це приводить до невизначених рішень по визначенню глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні. Виходячи із цього, виникає необхідність у розробці спрощеної математичної моделі визначення температури різання при шліфуванні з метою визначення раціональних параметрів режимів шліфування й характеристик круга для заданої температури різання. Для цього в основу розрахунків може бути покладена схема плоского шліфування (рис. 2.23), в якій припуск, що знімається, подано у вигляді нескінченної кількості елементарних адіабатичних стержнів, які перерізуються шліфувальним кругом в процесі обробки та в точці А виходять із контакту з шліфувальним кругом [65; 68].

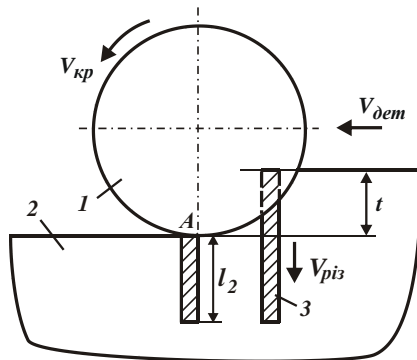


Рисунок 2.23– Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:

1 – шліфувальний круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

У даній схемі прийнято у першому наближенні, що все тепло, що виникає в процесі шліфування, йде на нагрівання оброблюваної деталі. У подальших розрахунках слід врахувати тепло, що надходить до стружок, що утворюються. Це дозволить достатньо правильно аналітично описати закономірності процесу шліфування.



мірності формуванні температури шліфування. Відповідно залежності, наведеної у роботі [108], температура різання  $\theta$  шліфування описується:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (2.108)$$

де  $q$  – щільність теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;

$l_2$  – глибина впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні, м;

$\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/м·К.

Як видно, зменшити температуру шліфування  $\theta$  можна двома шляхами: зменшенням  $q$  або  $l_2$ . Однак ці параметри взаємозалежні один з одним й тому для визначення умов зменшення температури шліфування  $\theta$  необхідно встановити функціональні зв'язки між  $q$  й  $l_2$ .

У роботі [93] показано, що щільність теплового потоку  $q$  визначається:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{сум} \cdot V_{кр}}{F}, \quad (2.109)$$

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

$F$  – площа контакту круга з оброблюваним матеріалом, м<sup>2</sup>;

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

$\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

$S_{сум}$  – сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>.

Параметр  $S_{сум} = Q/V_{кр}$  [93], де  $Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с. Тоді

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}. \quad (2.110)$$

Зменшити щільність теплового потоку  $q$  можна зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ , продуктивності обробки  $Q$  та збільшенням площі контакту круга з оброблюваним матеріалом  $F$ . Із цього випливає ефективність переходу від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга, оскільки площа контакту круга з оброблюваною поверхнею в другому випадку значно більше, а це приводить до зменшення щільності теплового потоку  $q$ . Очевидно, зменшувати продуктивність обробки  $Q$  економічно недоцільно, набагато ефективніше зменшувати умовне напруження різання  $\sigma$  шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга, зниження тертя у зоні різання завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ та ін.

Важливою умовою зменшення умовного напруження різання  $\sigma$  є застосування переривчастого шліфування, що забезпечує завдяки ударному характеру взаємодії круга із оброблюваною деталлю підтримку на його робочій поверхні розвиненого ріжучого рельєфу та зниження енергоємності обробки.

Під час традиційного багатопрхідного шліфування периферією круга параметр  $F = B \cdot l$ , де  $B$  – ширина шліфування, м;  $l$  – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м. У свою чергу, продуктивність обробки  $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$ , де  $V_{dem}$  – швидкість переміщення деталі, м/с;  $t$  – глибина шліфування, м. Тоді залежність (2.110) набуває вигляду:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{dem} \cdot t}{l}. \quad (2.111)$$

Із урахуванням залежності  $l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)}}$  [64] залежність (2.111)

виразиться:

$$q = \sigma \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)}, \quad (2.112)$$

де  $R_{кр}$ ,  $R_{dem}$  – відповідно, радіуси круга і деталі, м.

Як видно, щільність теплового потоку  $q$  меншою мірою залежить від глибини шліфування  $t$ , ніж від швидкості переміщення деталі  $V_{dem}$ . При цьому щільність теплового потоку  $q$  зменшується зі збільшенням радіусів круга  $R_{кр}$  і деталі  $R_{dem}$ . Найменше значення  $q$  досягається за умови  $R_{dem} \rightarrow \infty$ , тобто під час плоского шліфування, оскільки під час внутрішнього шліфування  $R_{dem}$  стає негативною величиною і залежність (2.112) набуває вигляду:

$$q = \sigma \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{dem}}\right)}. \quad (2.113)$$

У цьому випадку зі збільшенням  $R_{dem}$ , тобто радіуса оброблюваного отвору в деталі, щільність теплового потоку  $q$  збільшується. Однак найбільше значення  $q$ , виходячи із залежності (2.112), досягається при круглому зовнішньому шліфуванні.

Проведемо теоретичний аналіз глибини впровадження тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі при шліфуванні  $l_2$  – параметра, що входить у залежність (2.108) і аналітично описується:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}, \quad (2.114)$$

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

$\rho$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$\tau$  – час контакту круга з фіксованим перетином оброблюваної поверхні, с.

Як видно, єдиною можливою умовою зменшення параметра  $l_2$  є зменшення часу контакту круга із фіксованим перетином оброблюваної поверхні  $\tau$ . Виходячи із цього, ефективно застосування багатопрохідного шліфування, що характеризується достатньо високою швидкістю переміщення деталі  $V_{dem}$ , оскільки

$$\tau = \frac{l}{V_{dem}} = \frac{\sqrt{2 \cdot t}}{\sqrt{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)}} \cdot \frac{1}{V_{dem}}. \quad (2.115)$$

Зменшити час  $\tau$  можна також шляхом зменшення глибини шліфування  $t$  і застосування переривчастого шліфування.

Після підстановки залежностей (2.112) і (2.114) у залежність (2.108), отримано узагальнену залежність для визначення температури шліфування:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\sigma \cdot V_{dem} \cdot t}{l} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l}{V_{dem}}} = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{dem}}{l}} = \\ &= \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{dem} \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)}. \end{aligned} \quad (2.116)$$

Відповідно до даної залежності, найбільше впливає на температуру шліфування  $\theta$  умовне напруження різання  $\sigma$ . Отже, основний ефект у зменшенні температури шліфування  $\theta$  досягається завдяки зменшенню умовного напруження різання  $\sigma$  шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга, застосовуючи для цього ефективні методи правлення або забезпечуючи роботу круга у режимі інтенсивного самогострювання.

Із урахуванням питомої продуктивності обробки  $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$  залежність (2.116) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{num}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)}. \quad (2.117)$$

Як видно, за заданим значенням  $Q_{num}$  ефективно глибину шліфування  $t$  зменшувати, тобто застосовувати схему багатопрохідного шліфування. Це

друга основна умова зменшення температури шліфування  $\theta$ . Однак ефект від виконання цієї умови не настільки значний, оскільки глибина шліфування  $t$  входить у залежність (2.117) із невеликим ступенем – 0,25. Це вказує на доцільність зменшення температури шліфування  $\theta$  шляхом зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ .

За заданою питомою продуктивністю обробки  $Q_{num}$  параметр  $l_2$  визначається:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{l}{V_{dem}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{dem}}\right)} \cdot \frac{1}{V_{dem}}} \quad (2.118)$$

Отже, зменшити параметр  $l_2$  і, тим самим, можливу глибину дефектного шару оброблюваної деталі, обумовлену температурним чинником, можна зменшенням глибини шліфування  $t$  та збільшенням швидкості переміщення деталі  $V_{dem}$ , тобто застосуванням багатопрхідного шліфування. Із цього випливає, що використання багатопрхідного шліфування дозволяє вирішити два важливих завдання: зменшити температуру шліфування  $\theta$  та глибину впровадження тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування  $l_2$  із метою підвищення якості оброблюваної деталі.

Встановити середню температуру різання  $\theta$  лезовим інструментом можна за умови рівності кількості тепла  $W = c \cdot m \cdot \theta$ , що утворюється під час різання, та роботи різання  $A_{piz} = P_z \cdot L_{piz}$  [54]:

$$\theta = \frac{P_z \cdot L_{piz}}{c \cdot m} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (2.119)$$

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

$S_{зpиз}$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$L_{pиз}$  – довжина різання, м;

$m = \rho \cdot \mathcal{G} = \rho \cdot S_{зpиз} \cdot L_{pиз}$  – маса знятого матеріалу, кг;

$\rho$  – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м<sup>3</sup>;

$\mathcal{G}$  – об'єм знятого матеріалу, м<sup>3</sup>.

Умовне напруження різання  $\sigma$  у процесі точіння із урахуванням кута дії  $\omega = (\psi - \gamma)$  виражається залежністю [101]:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot tg(\psi - \gamma) = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot tg\omega. \quad (2.120)$$

Після підстановки залежності (2.120) у залежність (2.119), отримано:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg} \omega}{c \cdot \rho}. \quad (2.121)$$

Відповідно до залежності (2.121), зменшити температуру різання  $\theta$  можна зменшенням кута дії  $\omega = (\psi - \gamma)$ . За умови  $\gamma \rightarrow \psi$  температура різання  $\theta \rightarrow 0$ . Це основна умова суттєвого зменшення температури різання  $\theta$ .

Очевидно, чим більше умовний кут тертя  $\psi$  оброблюваного матеріалу із передньою поверхнею інструмента, тим більше повинен бути позитивний передній кут різця  $\gamma$ . У випадку шліфування кут  $\gamma$  приймає негативні значення і залежність (2.121) перетвориться:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \operatorname{tg} \omega}{c \cdot \rho}. \quad (2.122)$$

У цьому випадку кут дії  $\omega = (\psi + \gamma)$  більше, ніж у процесі різання лезовим інструментом. Виходячи із залежності (2.122), зменшити температуру різання  $\theta$  можна однозначно зменшенням кутів  $\psi$  і  $\gamma \rightarrow 0$ , тобто зменшенням кута дії  $\omega = (\psi + \gamma)$ . Очевидно, у процесі шліфування умовне напруження різання  $\sigma$  і температура шліфування  $\theta$  завжди більше, ніж у процесі точіння. Цьому також сприяє присутність у процесі шліфування тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом [56], що не враховано у залежності (2.122), але яке за інтенсивністю може перевищувати силову напруженість процесу різання абразивними зернами круга, що визначається залежністю (2.122). Тому зменшити параметри  $\sigma$  і  $\theta$  у процесі шліфування можна шляхом підтримання високої ріжучої здатності круга.

## Висновки

1. Отримані нові теоретичні рішення щодо умов зменшення температури різання і глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Доведено, що основною умовою зменшення цих двох найважливіших параметрів обробки є перехід в область високошвидкісного різання різальними лезовими інструментами із застосуванням зносостійких інструментальних матеріалів – твердосплавних і керамічних пластин з нанесеними на їх робочі поверхні зносостійкими покриттями та ін. Це відкриває нові можливості ефективного застосування високошвидкісного різання, здійснюваного на сучасних високооборотних металообробних верстатах зі ЧПУ типу “обробний центр”, і дозволяє обробку складних за конфігурацією деталей із забезпечен-

ням високих вимог на їх обробку здійснювати з одного установа, що суттєво збільшує продуктивність.

2. Отримано аналітичні залежності для визначення температури різання під час абразивної та лезової обробок. Обґрунтовано умови її зменшення і підвищення якості обробки. Виконано розрахунок і аналіз зміни температури шліфування і глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, яка визначає, за суттю, товщину дефектного шару та якість оброблюваної поверхні. Показано, що основними умовами їх зменшення для заданої продуктивності обробки є зменшення умовного напруження різання та застосування схеми багатопрохідного шліфування. Встановлено, що температура шліфування значно більше температури різання лезовим інструментом. Це пов'язано зі збільшенням умовного напруження різання внаслідок тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом і різання зернами, що мають негати́вні передні кути.

3. Виконано аналітичний опис і аналіз теплового балансу та значень температур різання, що виникають в умовній площині зсуву матеріалу, на передній і задній поверхнях інструмента. Це дозволило в системному вигляді з єдиних позицій обґрунтувати технологічні можливості зменшення температури різання і, відповідно, підвищення періода стійкості інструмента та продуктивності обробки.

4. Встановлено, що кількість тепла, що переходить у ріжучий інструмент у процесі різання, значно менше кількості тепла, що переходить у стружку, яка утворюється, і оброблювану деталь. Це пов'язано із специфікою формування температурних полів у ріжучому інструменті, у стружці та оброблюваній деталі. Показано, що отримані теоретичні результати погодяться із відомими експериментальними даними.

5. Теоретично встановлено, що температура різання, що виникає на передній поверхні інструмента із нульовим переднім кутом, завжди більше температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу. При цьому щільність теплового потоку, що виникає на передній поверхні інструмента, навпаки, менше щільності теплового потоку, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу.

6. Доведено, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає на передній поверхні інструмента, до значень температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, є зменшення різниці умовного кута тертя на передній поверхні інструмента та переднього кута інструмента. Додатковою умовою зменшення температури різання є зменшення

швидкості різання й товщини зрізу, однак це не завжди доцільно, оскільки приводить до зменшення продуктивності обробки.

7. Встановлено, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, також як і температури різання, що виникає на передній поверхні інструмента, є зменшення різниці умовного кута тертя на передній поверхні інструмента і переднього кута інструмента. Однак при цьому температура різання, що виникає в умовній площині зсуву матеріалу, зменшується значно менше.

8. Теоретично доведено, що зі збільшенням площадки зношування на задній поверхні інструмента температура різання, що виникає на задній поверхні інструмента, може перевищити температуру різання, що виникає на передній поверхні інструмента, і в умовній площині зсуву матеріалу. У цьому випадку зношування за задньою поверхнею інструмента визначає період стійкості інструмента, продуктивність і якість обробки. Установлено також, що основною умовою зменшення температури різання, що виникає на задній поверхні інструмента, є зменшення коефіцієнта тертя інструментального та оброблюваного матеріалів, швидкості різання і товщини зрізу. За умови забезпечення високої гостроти ріжучого леза інструмента і зменшення довжини площадки зношування на його задній поверхні з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання і, відповідно, продуктивності обробки завдяки застосуванню високошвидкісного різання на сучасних металорізальних верстатах із ЧПУ. Отримані теоретичні рішення погодяться із експериментальними даними та відомими аналогічними теоретичними рішеннями, отриманими іншими методами розрахунків.

9. Показано, що в наш час сформувалося достатньо повне уявлення щодо теплової напруженості процесу різання, отримано теоретичні залежності для визначення температури, що виникає на передній і задній поверхнях інструмента, а також в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу. Однак, ці залежності, як правило, носять емпіричний характер, достатньо громіздкі, складні для аналізу й вимагають чисельних розрахунків, що не дозволяє отримати загальні рішення і повною мірою виявити потенційні можливості процесу різання із погляду зменшення температури та підвищення стійкості інструмента, якості й продуктивності обробки. Тому пропонувані у даній роботі теоретичні рішення позбавлені зазначених недоліків, оскільки аналітичні залежності мають більш простий вигляд, достатньо зручний для аналізу й виконання оптимізаційних розрахунків. Крім того, вони отримані без застосування проміжних емпіричних залежностей.

## Розділ 3

# Теоретичний аналіз умов зниження силової напруженості механічної обробки

### 3.1. Модель єдиного подання кінематики різання

Процес різання є упорядкованим руйнуванням оброблюваного матеріалу під дією механічних навантажень для формування геометричних поверхонь деталі, передбачених її кресленням. У курсі теорії різання матеріалів вивчають переважно питання фізики різання. Питання кінематики формування поверхонь відносять більше до курсу технології машинобудування. Однак, у жодному із зазначених курсів проблема кінематики різання у повному обсязі не висвітлена, хоча, дотримуючись логіки, і курс теорії різання, і курс технології машинобудування повинні розпочинатися постановкою завдань із кінематики різання. Особливо це відноситься до теорії різання матеріалів, де вивчають різні види ріжучих інструментів, призначених спеціально для формування геометричних поверхонь деталей.

Деталі машин, як правило, обмежені прямолінійними поверхнями та поверхнями тіл обертання. Тому важливо розглянути із єдиної позиції кінематичні умови отримання цих поверхонь під час різання. Припустимо, найпростіший інструмент – різець (що представлено на рис. 3.1 умовно призматичним стержнем) може здійснювати рухи у трьох взаємно перпендикулярних напрямках  $x$ ,  $y$ ,  $z$ . Для утворення площини  $xoy$  на заготовці у процесі різання різцю достатньо повідомити два прямолінійні рухи у напрямках  $x$  і  $y$ . Цей вид обробки отримав назву *стругання*. Площину  $xoy$  на заготовці можна отримати також у результаті обертального руху заготовки 1 і переміщення різця у напрямі  $y$ . Обробка зовнішньої поверхні заготовки здійснюється за траєкторією, що описується колом радіуса  $R$ . За умови  $R \rightarrow \infty$  – приходимо до першого випадку, коли різець здійснює два прямолінійні рухи у напрямках  $x$ ,  $y$ .

За негативного значення радіуса  $R$  коло приймає положення 2 (на рис. 1.1) і визначає внутрішню оброблювану поверхню заготовки. Якщо задати обертальний рух заготовці та переміщення різця у напрямі  $z$ , то можна отримати кільцеву канавку або здійснити розточування отвору, а за умови  $R < H < 2R$  (де  $H$  – умовно ширина різця) – реалізувати схему свердління.



Якщо здійснити періодичний імпульсний обертальний рух заготовки і переміщенні різця у напрямі  $z$ , то можна забезпечити нарізування зубів шестерні або пазів на внутрішніх та зовнішніх поверхнях, що визначає відому кінематичну схему *довбання*.

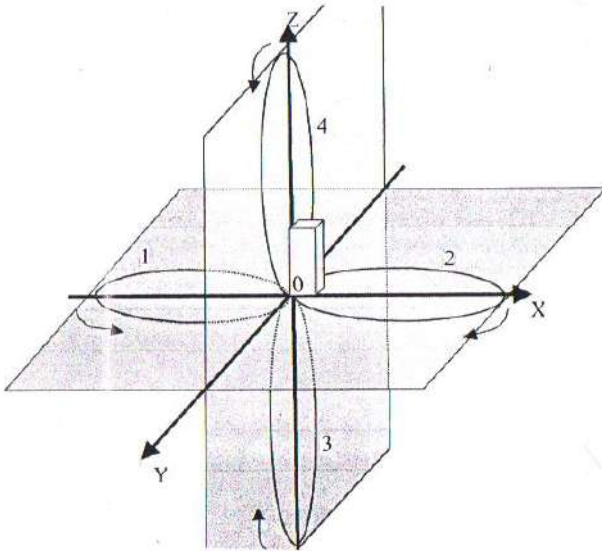


Рисунок 3.1 – Траєкторії руху оброблюваних поверхонь заготовок у тривимірній системі координат

Розглянемо положення кола 3 радіусом  $R$ . Воно визначає траєкторію формоутворення зовнішньої циліндричної поверхні заготовки, заснованої на обертальному русі заготовки та переміщенні різця у напрямі  $y$ . Цей вид обробки отримав назву *точіння*. За умови обертання заготовки та переміщення різця у напрямі  $z$  можна здійснити підрізування торця заготовки або забезпечити розрізування заготовки на частини.

За умови  $R \rightarrow \infty$  приходимо до розглянутого вище випадку стругання, а за умови негативного значення радіуса  $R$  – до розточування внутрішньої циліндричної поверхні 4. Якщо реалізувати задану кінематику різання (положення кола 3 і 4), то можна здійснити формування зовнішнього та внутрішнього різьблення різцем, а також нарізування зубів і пазів та внутрішньої поверхні заготовки. Таким чином, розглядаючи обертальні рухи заготовки у двох площинах  $xoy$ ,  $xoz$  і прямолінійні рухи різця у трьох напрямках  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ,

можна змоделювати усі можливі види обробки, що здійснюються однолезовим інструментом (різцем).

Розглянемо кінематику різання багатолезовими інструментами. Припустимо, робоча частина осьового багатолезового інструмента (фрези) має вигляд кола (положення 4). Якщо повідомити інструменту обертальний та поступальний (у напрямках  $x$  і  $y$ ) рух, то можна здійснити оброблення площини  $xoy$  на заготовці або нарізування паза шириною  $H$  (під час обертального та поступального рухів у напрямку  $x$ ). Даний вид обробки називається фрезеруванням циліндричною фрезою (може бути також поширений на фрезерування кінцевою фрезою).

Якщо повідомити циліндричній заготовці (положення кола 3) обертальний рух, а фрезі обертальний рух та рух у напрямках  $z$  або  $y$ , то можна здійснити нарізування паза або обробити зовнішню поверхню на циліндричній заготовці.

За умови  $R \rightarrow \infty$ , приходимо до попереднього випадку формування шляхом фрезерування площини  $xoy$  на заготовці. За негативного значення радіуса  $R$  приходимо до обробки внутрішньої поверхні зенкеруванням, розвертанням, свердлінням, протягуванням або до нарізування різьблення мітчиком (повідомляючи при цьому рух у напрямі  $y$  відповідному багатолезовому інструменту).

За негативного значення радіуса  $R$  кола, що визначає положення 4 робочої частини багатолезового інструмента, приходимо до інструмента із внутрішнім розташуванням ріжучих лез, яким можна обробити зовнішню циліндричну поверхню (положення 3) за схемою охоплювального фрезерування або протягування, а також нарізування зовнішнього різьблення плашкою та ін.

Якщо встановити різці на торцевій поверхні багатолезового інструмента (робоча поверхня якого визначається положенням кола 1 радіуса  $R$ ) і повідомити йому обертальний та поступальний рух у напрямі  $x$ , то приходимо до схеми торцевого фрезерування. За цією схемою можна обробити площини та зовнішні циліндричні поверхні (положення кола 3). За умови  $R \rightarrow \infty$  приходимо, наприклад, до схеми зовнішнього протягування.

Проведений аналіз є також справедливим, якщо розглядати як багатолезовий інструмент шліфувальний круг або інший осьовий абразивний інструмент (хон та ін.). Якщо положення кола 4 визначає робочу поверхню периферії шліфувального круга, то після повідомлення кругу обертального і поступальних рухів у напрямках  $x$ ,  $y$  або  $z$  приходимо до відомих схем плоского,

круглого зовнішнього поздовжнього і урізного шліфування циліндричної заготовки, що обертається та описується положенням кола 3.

За негативним значенням радіуса  $R$  кола заготовки 3 приходимо до схеми внутрішнього шліфування, а також схеми хонінгування. За негативним значенням радіуса  $R$  кола шліфувального круга 4 приходимо до охоплювального шліфування або схем суперфінішної обробки, які здійснюють із використанням абразивних брусків та ін. Якщо описати положення торцевої робочої поверхні колом 1, то приходимо до схеми торцевого шліфування.

Таким чином, якщо використати три поступальні рухи інструмента у напрямках  $x$ ,  $y$ ,  $z$ , а також по два обертальні рухи у площинах  $xoy$ ,  $xoz$ , то можна із єдиної позиції представити кінематику різання, тобто всі кінематичні схеми різання. Цей підхід має важливе практичне значення. По-перше, на його основі можна визначити усі можливі комбінації рухів під час обробки плоских і циліндричних поверхонь і провести свого роду "ревізію" комбінацій, що застосовують на практиці з метою розроблення нових кінематичних схем обробки та конструкцій інструментів. По-друге, з'являється можливість із єдиної позиції математично описати параметри кінематики різання для всього різноманіття кінематичних схем різання, включаючи параметри шару, що зрізається, траєкторії переміщення інструмента і заготовки, кінематичні зміни кутів різання та ін. По-третє, з'являється можливість наочного геометричного уявлення щодо трансформації кінематичних схем різання, що особливо важливо для навчального процесу.

Даний підхід має особливо важливе значення для аналізу сучасних кінематичних схем обробки матеріалів різанням, які застосовують під час високошвидкісного різання на високооберткових металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" закордонного виробництва, наприклад, високопродуктивної схеми розфрезерування отворів. Ця схема, подібно схемі внутрішнього шліфування із незначною швидкістю обертання оброблювальної деталі, дозволяє, поряд із суттєвим підвищенням продуктивності обробки, забезпечити досягнення високих показників точності та шорсткості оброблених поверхонь, виключає появу припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів на оброблювальній поверхні. При цьому фреза здійснює обертальний і поступальний (уздовж отвору) рухи, а оброблювана деталь здійснює обертальний рух. Фрезу встановлюють зі зсувом відносно осі отвору, що забезпечує необхідну глибину різання. Знімання припуску виконують за схемою торцевого фрезерування.

Слід зазначити, що запропоновану модель єдиного подання кінематики різання можна використовувати під час аналізу та синтезу різних механічних систем, пов'язаних із передачею енергії, наприклад, заснованих на терті та зачепленні деталей машин тощо.

### **3.2. Кінематика формування шару матеріалу, що зрізується під час механічної обробки**

Різання матеріалів у силу високої ефективності та простоти реалізації є основним способом формоутворення поверхонь деталей машин [10]. На відміну від фізико-технічних способів обробки, він не вимагає застосування додаткових джерел енергії. Для його здійснення достатньо забезпечити перевагу фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу над оброблюваним матеріалом. Чим значніше ця перевага, тим вище показники обробки.

За суттю, вся історія розвитку процесів різання пов'язана, головним чином, із створенням і застосуванням нових інструментальних матеріалів, які характеризуються більш високою твердістю, міцністю, теплопровідністю, красностійкістю та іншими важливими фізико-механічними властивостями. Перехід від звичайних інструментальних сталей до швидкорізальних сталей, твердих сплавів і мінералокерамічних матеріалів, а потім до синтетичних надтвердих матеріалів дозволив у десятки разів підвищити продуктивність обробки та стійкість ріжучих інструментів, суттєво поліпшити якість та точність обробки. Високі фізико-механічні властивості інструментальних матеріалів є необхідною, але недостатньою умовою ефективною обробки. Для того щоб максимально використати потенційні можливості інструментальних матеріалів, необхідно знати оптимальні умови їх застосування: геометричні параметри ріжучих інструментів, режими різання та ін., тобто володіти глибокими знаннями щодо закономірностей процесу різання.

У даний час сформувався достатньо повне наукове уявлення відносно фізичної сутності процесу різання. Зусиллями багатьох учених розроблено теорію різання матеріалів, засновану в основному на результатах експериментальних досліджень [7; 10; 34; 78; 80]. Разом із тим, практика обробки матеріалів різанням безперервно ставить все нові й нові завдання, вирішення яких із застосуванням лише емпіричних підходів утруднено. Процес різання – надзвичайно складний процес і для його вивчення необхідне застосування більш загальних теоретичних (аналітичних) підходів. Тим більше, що процес різання – це механічний процес, а механіка, як відомо, найбільш математично

формалізована із усіх природничих наук. Із цього витікає, що подальший розвиток процесів різання матеріалів неможливий без широкого застосування фундаментальних рішень механіки, теплофізики та інших наук, комп'ютерної техніки і сучасного математичного апарату.

Тому важливо розкрити із єдиних фізико-математичних позицій закономірності кінематики формування зрізаного шару під час різання лезовими та абразивними інструментами.

Для цього спочатку необхідно розглянути найбільш простий у кінематичному відношенні вид обробки – стругання, який застосовується під час обробки площин, видаляючи шар припуску товщиною  $\Pi$ . Найпростішим способом реалізації цього виду обробки є застосування інструмента із широкою робочою частиною, яка дозволяє охопити за шириною весь припуск і видалити його за один прямолінійний рух інструменту. Однак, на практиці цей спосіб обробки застосування не отримав у зв'язку із виникненням значних сил різання та проблемністю створення надпотужних верстатів і високоміцних інструментів. Отримали розвиток способи обробки, засновані на використанні інструментів з невеликою шириною робочої частини. Знімання припуску може здійснюватися нижньою (рис. 3.2,а) та бічною (рис. 3.2,б) гранями робочої частини інструмента із товщиною  $a$  і шириною зрізу  $b$ .

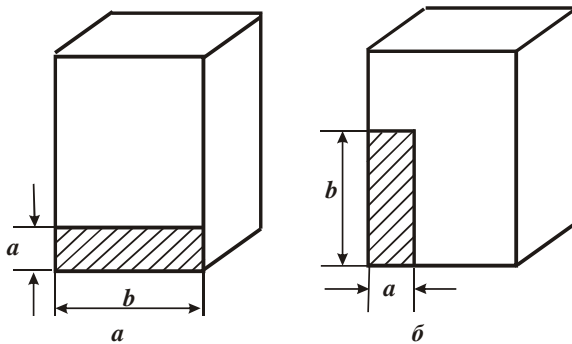


Рисунок 3.2 – Можливі форми зрізу

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

Із метою зменшення інтенсивності навантажень, які діють на ріжучий інструмент (різець), запропоновано його робочу частину видозмінити, ріжуче лезо 1-1' розташувати під кутом  $\varphi < 90^\circ$  (рис. 3.3), який отримав назву – головний кут різця у плані. Тоді товщина  $a$  й ширина  $b$  зрізу визначають залежностями:

$$a = S \cdot \sin \varphi; \quad (3.1)$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi}, \quad (3.2)$$

де  $S$  – поздовжня подача, м;

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

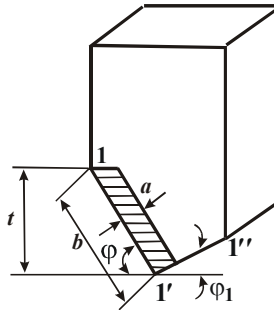


Рисунок 3.3 – Форма ріжучої частини інструмента та форма зрізу

Зі зменшенням кута  $\varphi$  товщина зрізу  $a$  зменшується, а ширина зрізу  $b$  збільшується. Їх добуток  $a \cdot b = S \cdot t$ , що визначає площу поперечного перерізу зрізу, не залежить від кута  $\varphi$ , а дорівнює добутку подачі на глибину різання  $t$ . Звідси витікає, що створення нахилу ріжучого леза (під кутом  $\varphi < 90^\circ$ ) дозволяє завдяки зменшенню товщини зрізу  $a$  зменшити питоме навантаження, яке припадає на одиницю ширини зрізу, й тим самим підвищити зносостійкість інструменту.

На практиці (під час стругання, точіння та інших видів обробки) застосовують три форми перетину шару, що зрізується [7]:

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

Однак, випадки 2 і 3 зустрічаються рідко.

Шар, що зрізується різцем під час поздовжнього точіння, схематично показано на рис. 3.4. Товщину  $a$  і ширину  $b$  зрізу визначають залежностями (3.1) і (3.2). Глибина різання дорівнює  $t = (D - d)/2$ , де  $D$  – діаметр оброблюваної поверхні, м;  $d$  – діаметр обробленої поверхні, м.

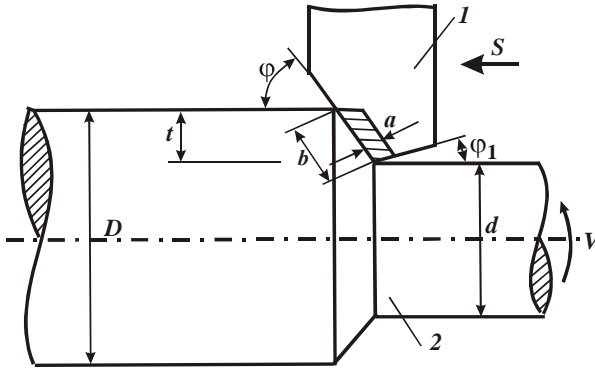


Рисунок 3.4 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння:  
1 – різець; 2 – деталь

Розглянемо закономірності формування зрізаного шару під час різання багатолезовими інструментами – циліндричною та торцевою фрезами. На рис. 3.4 показано два положення зовнішньої поверхні циліндричної фрези, які відповідають часу проходження точок  $A_1$  і  $A_2$  двома сусідніми зубами фрези. Заштрихованим показаний шар, що зрізується. Як видно, товщина шару, що зрізується, змінюється від нуля до максимального значення

$$a_{max} = A_2 A_3 = A_1 A_2 \cdot \cos \alpha. \quad (3.3)$$

Відрізок  $A_1 A_2$  дорівнює довжині шляху  $h = S \cdot \tau$ , пройденого фрезою, де  $S$  – подача, м/с;  $\tau = l/V$  – час, с;  $l$  – відстань між двома сусідніми зубами фрези, м;  $V$  – швидкість різання, м/с. Для визначення функції  $\cos \alpha$  слід скористатися тригонометричною умовою:  $R - t = R \cdot \sin \alpha$ , де  $R$  – радіус фрези, м. Тоді справедливі тригонометричні залежності  $\sin \alpha = 1 - t/R$ ;  $\cos \alpha = \sqrt{2t/R}$ . Остаточно максимальна товщина зрізу  $a_{max}$  виразиться:

$$a_{max} = \frac{2l \cdot S}{V} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_\phi}}, \quad (3.4)$$

де  $D_\phi = 2R$  – діаметр фрези, м.

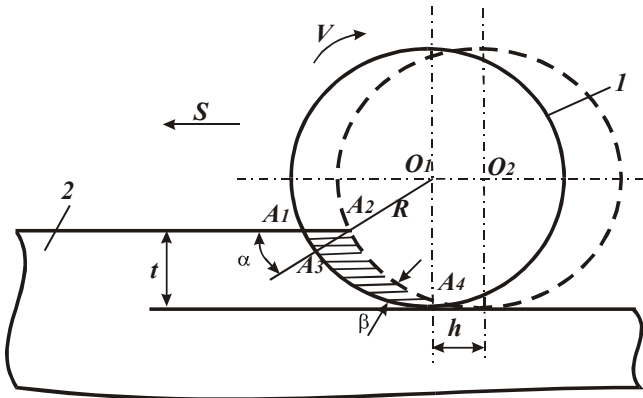


Рисунок 3.5 – Розрахункова схема параметрів циліндричного фрезерування:  
1 – фреза; 2 – оброблюваний матеріал

Зменшити максимальну товщину зрізу  $a_{max}$  можна зменшенням параметрів  $l$ ,  $S$ ,  $t$  і збільшенням  $V$ ,  $D_{\phi}$ . Виходячи із залежності (3.3), найбільше значення  $a_{max}$  досягається за умови  $\alpha = 0 \rightarrow a_{max} = A_1 A_2$ . Наведена умова виконується, як правило, під час різання торцевою фрезою, коли ширина фрезерування може досягати діаметра фрези. Залежність (3.4) у цьому випадку (для  $t = 0,5 \cdot D_{\phi}$ ) набуває вигляду:

$$a_{max} = \frac{l \cdot S}{V}. \quad (3.5)$$

Для зменшення максимальної товщини зрізу під час торцевого фрезерування ріжучі зуби виконують у формі різця з похилим лезом (під кутом  $\varphi < 90^\circ$ ), як показано на рис. 3.3.

На рис. 3.6,а показано параметри зрізу  $a$  і  $b$  під час свердління інструментом (різцем) із одним лезом. Глибина різання  $t$ , у даному випадку, дорівнює ширині зрізу  $b$ . Для зменшення товщини зрізу ріжуче лезо різця розташовують під нахилом (під кутом  $\varphi < 90^\circ$ ), за аналогією із схематичним поданням різця, показаним на рис. 3.3. Товщина зрізу –  $a = S \cdot \sin \varphi$ , ширина зрізу –  $b = D/2 \sin \varphi$ , глибина різання –  $t = D/2$ , де  $D$  – діаметр свердла, м;  $S$  – подача, м.

Під час розсвердлювання отвору діаметром  $d$  глибина різання дорівнює  $t = (D - d)/2$ . Під час свердління інструментом з двома лезами товщина зрізу  $a$  у два рази менше, тобто  $a = (S \cdot \sin \varphi)/2$ .



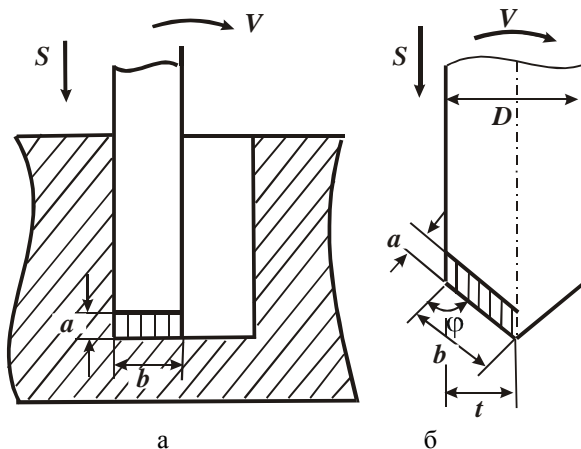


Рисунок 3.6 – Розрахункова схема параметрів свердління

Наведену вище форму ріжучої частини свердла (рис. 3.6,б) використовують і в інших конструкціях осевих багатолезових інструментів для обробки отворів – розверток, зенкерів, мітчиків. Із метою зменшення товщин зрізів і навантажень, які діють на інструмент, леза розташовують під кутом  $\varphi$ , близьким до  $90^\circ$ . Частина інструменту, у межах якої ріжуче лезо розташовано під кутом  $\varphi < 90^\circ$ , прийнято називати забірною частиною інструменту (рис. 3.7). Вона призначена для видалення припуску під обробку. Кут у плані  $\varphi$  виконує функцію кута забірної частини інструменту.

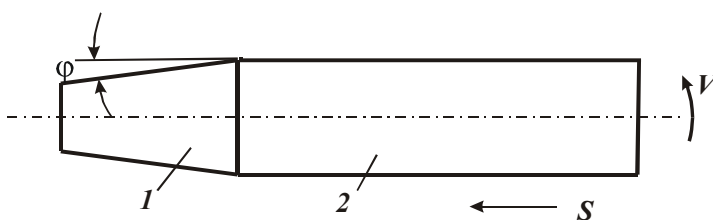


Рисунок 3.7 – Принципова схема конструкції осевого багатолезового інструмента для обробки отвору: 1 – забірна частина; 2 – калібруюча частина

Для підвищення якості та точності обробки у конструкції інструмента після забірної частини розташовують калібруючу частину, яка характеризується тим, що кут у плані  $\varphi$  дорівнює  $90^\circ$ .

Наведені розрахункові схеми циліндричного та торцевого фрезерування можуть бути використані для аналізу плоского шліфування периферією й торцем шліфувального круга. У цьому випадку залежності (3.4) і (3.5) залишаються справедливими з тією лише відмінністю, що в якості параметра  $l$  необхідно розглядати середню відстань між умовними ріжучими зубами, утвореними великою кількістю ріжучих зерен, розташованих на робочій поверхні круга [101].

Припустимо, що умовний ріжучий зуб утворений  $n$  зернами, розташованими на периферії круга. Всього на робочій поверхні круга знаходиться  $n_0$  ріжучих зерен:  $n_0 = k \cdot B \cdot \pi \cdot D_{кр}$ , де  $k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>;  $B$  – ширина круга, м;  $D_{кр}$  – діаметр круга, м. Тоді кількість умовних ріжучих зубів дорівнюватиме  $z = n_0 / n$ . Відповідно, середня відстань між умовними ріжучими зубами визначиться  $l = n / (k \cdot B)$ . Залежність (3.4) із урахуванням  $S = V_{дем}$ ,  $V = V_{кр}$  набуде вигляду:

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{дем}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (3.6)$$

де  $V_{дем}$  – швидкість деталі, м/с;

$V_{кр}$  – швидкість круга, м/с.

Під час круглого зовнішнього та внутрішнього шліфування, а також під час фрезерування циліндричної поверхні циліндричною фрезою, параметр  $a_{max}$  визначається залежністю (3.3), в якій слід прийняти (рис. 3.8)

$$\cos \alpha = \sqrt{2t \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}, \quad (3.7)$$

де  $R_{кр}$ ,  $R_{дем}$  – відповідно, радіуси круга та оброблюваної деталі, м.

Під час фрезерування замість радіуса круга  $R_{кр}$  необхідно розглядати радіус фрези  $R_{ф}$ .

До числа найважливіших кінематичних параметрів фрезерування й шліфування слід віднести довжину дуги контакту інструмента з оброблюваним матеріалом  $L = A_1 A_4$  і кут  $\beta$  (рис. 3.5), що визначає характер зміни товщини зрізу вздовж дуги контакту інструмента з оброблюваним матеріалом. Наближено параметр  $L$  може бути розрахований, виходячи з наступної залежності:

$$L = \sqrt{D_{ф} \cdot t}. \quad (3.8)$$

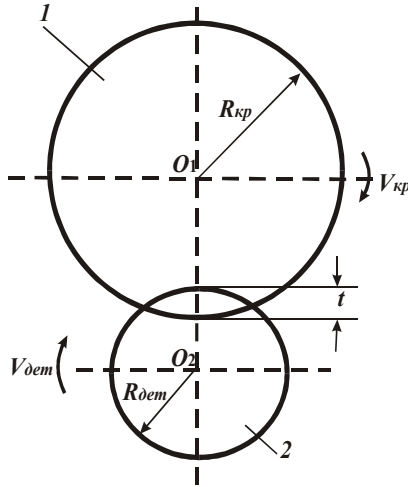


Рисунок 3.8 – Розрахункова схема параметрів круглого зовнішнього шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Відповідно кут  $\beta$  визначається з урахуванням залежностей (3.8) і (3.4):

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{a_{\max}}{L} = \frac{2 \cdot l \cdot S}{V \cdot D_{\phi}}. \quad (3.9)$$

**Кінематична умова різання.** Для нормального протікання процесу різання, який дозволяє реалізувати задану траєкторію взаємного руху інструмента і заготовки, необхідно задню поверхню інструмента розташувати під деяким кутом  $\alpha > 0$  (рис. 3.9) відносно оброблюваної поверхні. Кут  $\alpha$  прийнято називати заднім кутом інструменту [7].

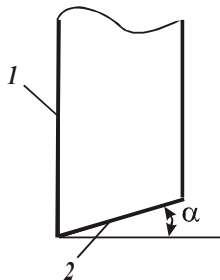


Рисунок 3.9 – Форма ріжучої частини різця:  
1 – передня поверхня; 2 – задня поверхня

Наприклад, під час різання за траєкторією  $B_1B_2$  (як показано на рис. 3.10) кут  $\alpha$ , рівний куту нахилу траєкторії різання, визначається із геометричного співвідношення:

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{l_0}{l}. \quad (3.10)$$

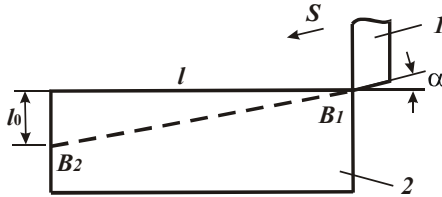


Рисунок 3.10 – Розрахункова схема кута  $\alpha$ : 1 – різець; 2 – деталь

Під час свердління інструментом із одним лезом (рис. 3.11) справедливі наступні відношення:  $l_0 = S \cdot \tau$ ;  $l = \pi \cdot D$ , де  $S$  – подача;  $\tau = \pi \cdot D / V$  – час одного обертання свердла;  $D$  – діаметр свердла;  $V$  – швидкість різання. Тоді

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{S}{V}, \quad (3.11)$$

тобто кут  $\alpha$  тим більше, чим більше подача  $S$  і менше швидкість різання  $V$ .

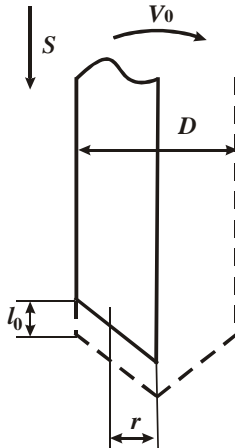


Рисунок 3.11 – Розрахункова схема кута  $\alpha$  під час свердління

Як відомо, швидкість різання під час свердління – змінна величина і залежить від поточного радіуса свердла  $r$  (рис. 3.12,а).

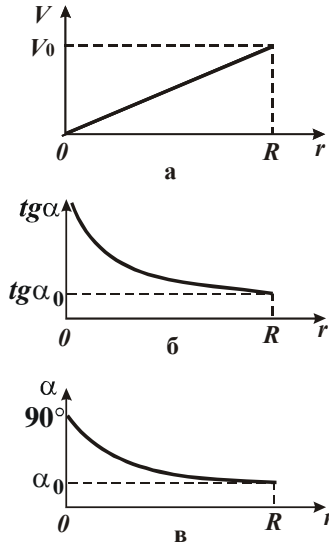


Рисунок 3.12 – Залежності швидкості різання  $V$  (а), функції  $tg\alpha$  (б) і кута  $\alpha$  (в) від поточного радіуса  $r$

Найбільша швидкість різання  $V = V_0$  досягається за умови  $r = R$ , де  $R$  – радіус свердла (рис. 3.11), а найменша  $V = 0$  – за умови  $r = 0$ . Виходячи із цього, функція  $tg\alpha$  і кут  $\alpha$  змінюються за законами, показаним на рис. 3.12,б, в.

За умови  $r = 0$  кут  $\alpha = 90^\circ$ . Реалізувати цю умову утруднено, що з кінематичної точки зору не дозволяє здійснити процес різання під час свердління. У зв'язку з цим для нормального протікання процесу свердління необхідні нові рішення, які охоплюють зону різання, близьку до вершини свердла  $\alpha \rightarrow 0$ .

Важливо виконати розрахунок заднього кута  $\alpha$  для ріжучого зуба циліндричної фрези (рис. 3.13). Щоб виключити контакт задньої поверхні зуба фрези з оброблюваним матеріалом, необхідно забезпечити впровадження металу в робочу поверхню фрези (окреслену окружністю діаметром  $2R$ ) на глибину  $a'$  за час проходження точки А зубом фрези. У результаті приходимо до розрахункового трикутника, де  $l_0$  – довжина проекції задньої частини різального зуба фрези на колі діаметром  $2R$ , м.

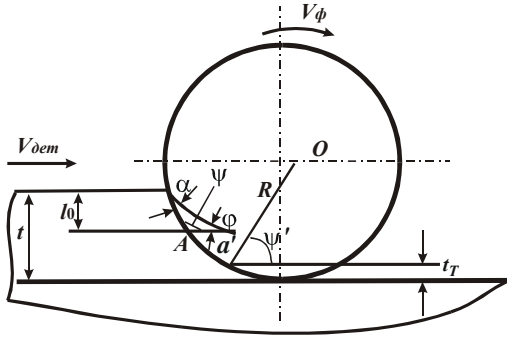


Рисунок 3.13 – Схема для розрахунку кута  $\alpha$  під час циліндричного фрезерування

Із теореми синусів маємо:

$$\frac{a'}{\sin \alpha} = \frac{l_0}{\sin(180^\circ - \alpha - \psi)}. \quad (3.12)$$

Звідки

$$\operatorname{ctg} \alpha = \frac{l_0}{a' \cdot \sin \psi} - \operatorname{ctg} \psi. \quad (3.13)$$

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

$$a' = V_{dem} \cdot \tau = \frac{V_{dem} \cdot l_0}{V_\phi}; \quad (3.14)$$

$$\sin \psi = \cos \psi' \approx \sqrt{\frac{2t_T}{R}}, \quad (3.15)$$

де  $V_{dem}$  ( $V_{заг}$ ),  $V_\phi$  – відповідно, швидкості деталі (заготовки) та фрези, м/с;

$t_T$  – поточне значення глибини різання, м.

Тоді з урахуванням тригонометричної функції  $\operatorname{ctg} \psi \approx 0$ , маємо:

$$\operatorname{ctg} \alpha = \frac{V_\phi}{V_{dem}} \cdot \sqrt{\frac{R}{2t_T}}. \quad (3.16)$$

Графічно тригонометричні функції  $\operatorname{ctg} \alpha$  і  $\operatorname{tg} \alpha$  показано на рис. 3.14. Найбільший кут  $\alpha$  досягається за умови  $t_T = R$ . Оскільки випадок  $t_T = R$ , як правило, реалізується під час торцевого фрезерування, то і найбільший задній кут  $\alpha$  необхідно створювати на зубі торцевої фрези.

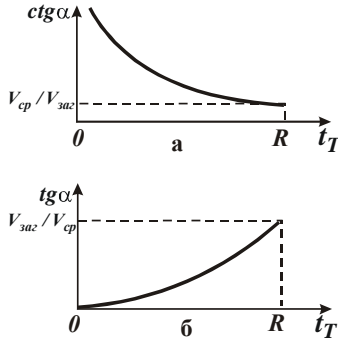


Рисунок 3.14 – Графіки тригонометричних функцій  $ctg\alpha$  і  $tg\alpha$

**Кінематична умова різання під час шліфування.** Під час шліфування кінематичною умовою безперешкодного переміщення круга відносно деталі є умова, що виключає контакт (тертя) оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга. Набігаючий на круг шар матеріалу товщиною, рівною глибині шліфування, повинен бути повністю зрізаний, не доходячи рівня зв'язки круга. В іншому випадку, у результаті інтенсивного контакту оброблюваного матеріалу зі зв'язкою круга, у технологічній системі виникнуть значні пружні переміщення, які призведуть до зупинки круга або його руйнування [108].

Отриману залежність (3.6) для розрахунку максимальної товщини зрізу  $a_{max}$  під час шліфування слід представити у вигляді:

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{kp}} \cdot \sqrt{\frac{t_T}{D_{kp}}}, \quad (3.17)$$

де  $t_T$  – поточне значення глибини шліфування ( $0 < t_T < t$ ), м.

Із залежності (3.17) витікає, що найбільше значення  $a_{max}$  досягається за умови  $t_T = t$ .

Кількість зерен  $n$ , із яких складається умовний ріжучий зуб шліфувального круга, визначається за умови (рис. 3.15,а):

$$2 \cdot a_{max} \cdot tg\gamma \cdot n = B, \quad (3.18)$$

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

$B$  – ширина круга, м.

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

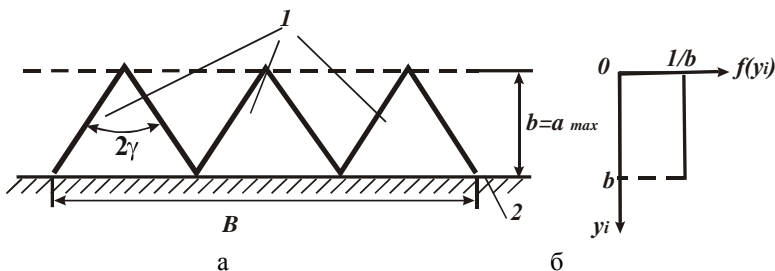


Рисунок 3.15 – Схема для розрахунку параметра  $a_{max}$  під час шліфування та графік функції  $f(y_i)$ : 1 – ріжучі зерна круга; 2 – рівень зв'язки круга

Із залежності (3.18) витікає:

$$n = \frac{B}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot a_{max}}. \quad (3.19)$$

Після підстановки залежності (3.19) у залежність (3.17) за умови  $t_T = t$  отримано:

$$a_{max} = \sqrt{\frac{1}{\text{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \quad (3.20)$$

Дана залежність справедлива за умови одновисотного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга.

За умови різновисотного виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, який підкоряється рівномірному закону з щільністю  $f(y_i) = 1/b$  (рис. 3.15,б), параметр  $k$  необхідно подати у вигляді [2]:

$$k = k_0 \cdot \frac{a_{max}}{b}, \quad (3.21)$$

де  $k_0$  – поверхнева концентрація зерен круга, що розраховується від рівня зв'язки круга, шт./м;

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

Для алмазного круга, за даними професора Резнікова А. М. [3], параметр  $k_0$  визначається:

$$k_0 = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot X^2}, \quad (3.22)$$

де  $m$  – об'ємна концентрація зерен круга;



$\bar{X}$  – зернистість круга, м;

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

Після підстановки залежності (3.22) у залежність (3.20) отримано:

$$a_{max} = 3 \sqrt[3]{\frac{b}{tg\gamma \cdot k_0} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \quad (3.23)$$

Із урахуванням  $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$  і залежності (3.22), маємо:

$$a_{max} = 3 \sqrt[3]{\frac{200\pi \cdot \bar{X}^3}{3tg\gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \quad (3.24)$$

Виходячи із залежності (3.24), максимальна товщина зрізу  $a_{max}$  визначається параметрами режиму шліфування та характеристиками круга. Змінюючи їх, можна завжди забезпечити виконання кінематичної умови різання під час шліфування  $a_{max} \leq b$ .

Таким чином, у роботі отримано розрахункові залежності параметрів шару, що зрізається, під час різання лезовими та абразивними інструментами.

### **3.3. Фізичні умови зниження силової напруженості механічної обробки**

Високі вимоги до точності та якості виготовлення деталей машин зумовлюють необхідність застосування нових більш ефективних способів обробки, розроблення оптимальних технологічних процесів та ін. При цьому актуальним є завдання вибору ефективних способів фінішної обробки високоточних деталей.

Вирішення цього завдання нерозривно пов'язане з проблемою оптимізації умов обробки, створенням математичних моделей основних методів різання лезовими та абразивними інструментами, а також методів обробки матеріалів пластичним деформуванням. У даний час накопичено значний досвід вирішення оптимізаційних завдань у технології машинобудування. Однак, як вже зазначалося, отримані рішення різнорідні, немає єдиного підходу до математичного описання технологічних процесів, немає єдиних рівнянь (залежностей), що описують цільові функції (собівартість, продуктивність, параметри точності та якості обробки) й технічні обмеження. Це звужує можливості оптимального проектування. Тому важливо з єдиних позицій провести опти-

мізацію параметрів лезової й абразивної обробок і отримати оптимальні рішення, розробити методики розрахунку оптимальних параметрів режимів різання та інших умов обробки, а також надати рекомендації з виявлення та реалізації нових резервів обробки.

Такий підхід дозволить науково обґрунтовано підійти до розкриття (уточнення) фізики процесів різання й встановлення їх технологічних можливостей в напрямку підвищення продуктивності, точності та якості обробки; теоретичного узагальнення основних результатів (показників) обробки, досягнутих різними методами фінішної обробки за даними, наведеними у науково-технічній літературі [47; 50; 65; 66].

Під час виготовлення відповідальних деталей машин найбільш суттєвою проблемою, як і раніше, залишається проблема забезпечення високої точності оброблюваних поверхонь. І це незважаючи на те, що у виробництві використовують достатньо досконалі верстати, інструменти, технологічні процеси. Дана проблема обумовлена, перш за все, наявністю пружної системи верстата – джерела виникнення пружних переміщень і коливань, що викликають похибки обробки. Виключити пружну систему верстата з технологічного процесу обробки практично неможливо. Тому основним шляхом підвищення точності обробки слід розглядати управління пружними переміщеннями і коливаннями під час обробки [33; 49].

Загальновідомо, пружне переміщення  $y$ , що виникає у технологічній системі у радіальному напрямі, дорівнює відношенню радіальної складової сили різання  $P_y$  і наведеної жорсткості системи  $c$ , тобто  $y = P_y / c$ . Необмежено зменшуючи радіальну складову сили різання  $P_y$ , можна реалізувати умову  $y \rightarrow 0$ . Однак це вимагає суттєвого зменшення продуктивності обробки, що не завжди ефективно.

У загальному вигляді радіальна складова сили різання  $P_y$  аналітично описується [93]:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot S, \quad (3.25)$$

де  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

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

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>.

Під час шліфування параметр  $S = Q/V_{кр}$  (де  $Q$  – продуктивність обробки,  $m^3/c$ ;  $V_{кр}$  – швидкість круга,  $m/c$ ) визначає площу поперечного перерізу зрізу усіма зернами круга, що одночасно працюють.

Виходячи із залежності (3.25), зменшити силу  $P_y$  без зменшення параметра  $S$  (за суттю, продуктивності обробки) можна зменшенням відношення  $\sigma/K_{piз}$ , яке визначає інтенсивність силової напруженості механічної обробки. Дане відношення пов'язано з відомим відношенням  $a_z/R$  (де  $a_z$  – товщина зрізу,  $m$ ;  $R$  – радіус округлення леза ріжучого інструмента або вершини ріжучого зерна,  $m$ ), що є обернено пропорційною залежністю відношення  $\sigma/K_{piз}$ . Отже, чим більше  $a_z$  і менше  $R$ , тим менше відношення  $\sigma/K_{piз}$ .

Оскільки параметр  $a_z$  лінійно пов'язаний із площею поперечного перерізу зрізу  $S$ , зменшити радіальну складову сили різання  $P_y$  (без зменшення  $S$ ) можна зменшенням параметра  $R$ , забезпечуючи високу гостроту ріжучого інструмента. Це досягається, у першу чергу, застосуванням лезових і абразивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються надзвичайно високою твердістю та зносостійкістю [24].

Для отримання простих інженерних залежностей, що описують параметри силової напруженості процесу різання, слід розглянути спрощену розрахункову схему мікрорізання одиничним зерном (рис. 3.16), у якій контактний тиск рівномірно розподілений вздовж дуги контакту зерна (або леза ріжучого інструмента радіусом  $R$ ) із оброблюваним матеріалом, а зерно рухається із швидкістю круга  $V_{кр}$ . Проектуючи тиск  $P$  на умовну площину зсуву оброблюваного матеріалу, розташовану під кутом  $\beta$ , отримано залежність для розрахунку сили, що викликає зсув елемента матеріалу в напрямі умовної площини зсуву:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} P \cdot \epsilon \cdot R \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot d\varphi = P \cdot \epsilon \cdot R \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (3.26)$$

де  $(90^\circ - \varphi_0)$  – кут контакту зерна з оброблюваним матеріалом;

$\epsilon$  – ширина контакту зерна з оброблюваним матеріалом,  $m$ .

Дотичне напруження в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу визначається:

$$\tau = \frac{F}{a_z \cdot \epsilon} \cdot \sin \beta = \frac{P \cdot R}{a_z} \cdot \sin \beta \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)]. \quad (3.27)$$

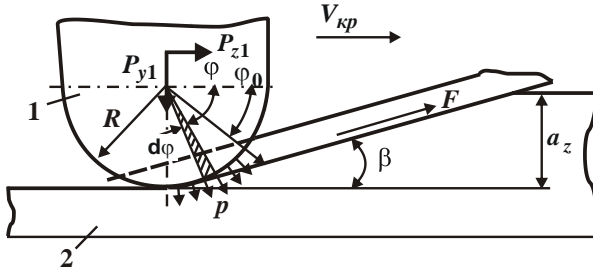


Рисунок 3.16 – Розрахункова схема параметрів процесу мікрорізання одиничним зерном: 1 – зерно; 2 – оброблюваний матеріал

Положення умовної площини зсуву оброблюваного матеріалу визначає такий кут  $\beta$ , за досягненням якого дотичне напруження  $\tau$  приймає максимальне значення.

Диференціюючи дотичне напруження  $\tau$  за змінною величиною  $\beta$ , тобто підпорядковуючи функцію  $\tau$  необхідній умові екстремуму  $d\tau_\beta = 0$ , отримано рівняння для визначення екстремального значення кута  $\beta$ , який визначає умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\cos \beta \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)] + \sin \beta \cdot [\cos(90^\circ + \beta) - \cos(\varphi_0 + \beta)] = 0. \quad (3.28)$$

Після тригонометричних перетворень рівняння (3.28) умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  визначається:

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (3.29)$$

Аналіз залежності (3.29) показує, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  за умови  $\varphi_0 = 0$  може змінюватися у межах  $0 \dots 22,5^\circ$ . Такі значення  $\beta$  відповідають експериментальним даним [37].

Кут  $\varphi_0$  залежить від параметрів процесу стружкоутворення під час різання й визначається за умови досягнення в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу граничної сили  $F$ , рівної:

$$F = \tau_{зсув} \cdot \frac{\sigma \cdot a_z}{\sin \beta}. \quad (3.30)$$

Порівнюючи значення сили  $F$ , що визначаються залежностями (3.26) і (3.30), з урахуванням умов  $\sin \beta \approx \beta$ ;  $\cos \beta \approx 1$  (у силу малості кута  $\beta$ ) і приймаючи в першому наближенні величину  $P$  рівною твердості оброблюваного матеріалу  $HV$  (за Віккерсом), отримано:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{\tau_{зсцв}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (3.31)$$

Відповідно, кут  $\varphi_0$  визначиться:

$$\varphi_0 = \frac{\pi}{2} - 4 \cdot \beta = \frac{\pi}{2} - \sqrt[3]{\frac{16 \cdot \tau_{зсцв}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (3.32)$$

Тангенціальна  $P_{z1}$  і радіальна  $P_{y1}$  складові сили різання, коефіцієнт різання  $K_{piз}$ , умовне напруження різання  $\sigma$  і питома інтенсивність знімання матеріалу  $\lambda$  описуються аналітичними залежностями:

$$\begin{aligned} P_{z1} &= \int_{\varphi_0}^{90^0} HV \cdot \epsilon \cdot R \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = 8 \cdot HV \cdot \epsilon \cdot R \cdot \beta^2 = \epsilon \cdot \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{зсцв}^2 \cdot a_z^2 \cdot HV \cdot R} = \\ &= \epsilon \cdot R \cdot \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{зсцв}^2 \cdot HV \cdot \alpha^2}; \end{aligned} \quad (3.33)$$

$$\begin{aligned} P_{y1} &= \int_{\varphi_0}^{90^0} HV \cdot \epsilon \cdot R \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi = 4 \cdot HV \cdot \epsilon \cdot R \cdot \beta = \epsilon \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсцв} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \\ &= \epsilon \cdot R \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зсцв} \cdot HV^2 \cdot \alpha}; \end{aligned} \quad (3.34)$$

$$K_{piз} = \frac{P_{z1}}{P_{y1}} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{зсцв}}{HV} \cdot \frac{a_z}{R}} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{зсцв}}{HV} \cdot \alpha}; \quad (3.35)$$

$$\sigma = \frac{P_{z1}}{\epsilon \cdot a_z} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{зсцв}^2 \cdot HV \cdot R}{a_z}} = \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{зсцв}^2 \cdot HV}{\alpha}}; \quad (3.36)$$

$$\lambda = \frac{V_{кр} \cdot K_{piз}}{\sigma} = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{зсцв}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot R}\right)^2} = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{зсцв}} \cdot \left(\frac{\alpha}{4 \cdot HV}\right)^2}, \quad (3.37)$$

де  $\alpha = a_z / R$  – коефіцієнт, який визначає умову переходу від пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу до процесу різання (за експериментальними даними досліджень  $\alpha > 0,04$ ).

Аналіз наведених залежностей показав наступне:

1) Тангенціальна і радіальна складові сили різання  $P_{z1}$  і  $P_{y1}$  збільшуються зі збільшенням товщини зрізу  $a_z$ , радіуса округлення різальної кромки  $R$ , межі міцності на зсув  $\tau_{зсцв}$  і твердості  $HV$  оброблюваного матеріалу. При цьому тангенціальна складова сили різання  $P_{z1}$  більшою мірою визначається параметрами  $\tau_{зсцв}$  і  $a_z$ , а радіальна складова сили різання  $P_{y1}$  –

параметрами  $HV$  і  $R$ . Це обумовлено особливостями механізмів їх формування: сили  $P_{z1}$  – деформацією зсуву оброблюваного матеріалу, а сили  $P_{y1}$  – деформацією зминання оброблюваного матеріалу під час вдавлювання зерна;

2) умовами зменшення тангенціальної і радіальної складових сили різання  $P_{z1}$  і  $P_{y1}$  є: зменшення радіуса округлення різальної кромки  $R$  і зменшення коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$  до мінімально можливого значення, за яким процес різання переходить у процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки ( $\alpha < 0,04$ );

3) коефіцієнт різання  $K_{piz}$  однозначно визначається умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$ : чим більше  $\beta$ , тим більше  $K_{piz}$  і вище ефективність процесу різання;

4) умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу  $\beta$  і коефіцієнт різання  $K_{piz}$  залежать від коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$ : з його збільшенням параметри  $\beta$  і  $K_{piz}$  збільшуються, що узгоджується з експериментальними даними [37];

5) коефіцієнт різання  $K_{piz}$  залежить від відношення  $\tau_{зсуг} / HV$ . Чим більше  $\tau_{зсуг} / HV$ , тим більше  $K_{piz}$  і вище ефективність процесу різання. Цим пояснюється різна оброблюваність матеріалів під час шліфування, що спостерігається на практиці;

6) умовне напруження різання  $\sigma$ , аналогічно коефіцієнту різання  $K_{piz}$ , визначається коефіцієнтом  $\alpha = a_z / R$ : з його збільшенням  $\sigma$  зменшується, що узгоджується з експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі [37; 84; 99]. Умовне напруження різання  $\sigma$  більшою мірою залежить від  $\tau_{зсуг}$ , ніж від  $HV$ , що обумовлено взаємозв'язком умовного напруження різання  $\sigma$  з тангенціальною складовою сили різання  $P_{z1}$ ;

7) зменшення коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$  призводить до зменшення складових сили різання  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$  і збільшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Тому під час високопродуктивної обробки, завдяки збільшенню коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$ , відбувається зменшення умовного напруження різання  $\sigma$ , що сприяє підвищенню ефективності обробки. Під час фінішної обробки (доведенні, поліруванні, суперфінішуванні та ін.), навпаки, необхідно зменшувати коефіцієнт  $\alpha = a_z / R$  із метою зменшення складових сили різання  $P_{z1}$ ,  $P_{y1}$  і підвищення якості обробки. Величину пружного переміщення  $y = P_y / c$ , що

виникає у технологічній системі, з урахуванням залежності (3.34) можна подати у вигляді:

$$y = \frac{e}{c} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зс\gamma e} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \frac{e \cdot R}{c} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зс\gamma e} \cdot HV^2 \cdot \alpha}. \quad (3.38)$$

Із залежності (3.38) витікають основні умови зменшення величини пружного переміщення  $y$ , які полягають у зменшенні параметрів  $e$ ,  $R$ ,  $a_z$  і збільшенні  $c$ . Найбільше впливають на величину пружного переміщення  $y$  параметри  $e$  і  $c$ . Однак, зменшення параметрів  $e$  і  $c$  пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати  $c$  і зменшувати  $R$ , як зазначалося вище.

Радіус округлення вершини ріжучого зерна  $R$  пов'язаний лінійною залежністю із зернистістю абразивного або алмазного порошку, який використовується під час алмазно-абразивної обробки. Тому найважливішою умовою підвищення точності обробки необхідно розглядати зменшення зернистості, що підтверджується експериментальними даними. Якщо всі можливості зменшення величини пружного переміщення  $y$  шляхом зменшення параметрів  $c$  і  $R$  вичерпані, то необхідно зменшити параметр  $e$ , потім  $a_z$ , оскільки параметр  $e$  більш значною мірою впливає на величину пружного переміщення  $y$ , ніж параметр  $a_z$ . Під час поздовжнього точіння (рис. 2.11) ширина зрізу  $e$  описується залежністю

$$e = \frac{t}{\cos \varphi}, \quad (3.39)$$

де  $t$  – глибина різання, м;

$\varphi$  – кут різця у плані;

$D, d$  – діаметри заготовки та обробленої деталі, м;

$S$  – поздовжня подача, м/об.;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$a = a_z$  – товщина зрізу, м;

$P$  – сила різання, Н;

$P_y, P_x$  – радіальна і осьова складові сили різання, Н.

Отже, зменшення ширини зрізу  $e$  передбачає зменшення глибини різання  $t$ . При цьому важливо, щоб відношення  $a_z/R$  було більшим граничного значення, за яким процес різання нездійснений, а можливо лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу. Виходячи із цього, залежність (3.38) набуває вигляду:

$$y = \frac{t}{c \cdot \cos \varphi} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зчв} \cdot a_z \cdot HV^2 \cdot R^2} = \frac{t \cdot R}{c \cdot \cos \varphi} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{зчв} \cdot HV^2 \cdot \alpha}. \quad (3.40)$$

За заданим значенням коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$  зменшити величину пружного переміщення  $y$  можна зменшенням параметрів  $t$ ,  $R$  і збільшенням  $c$ , які в однаковій мірі впливають на величину  $y$ . За умови забезпечення найменшого значення  $t \cdot R / c \cdot \cos \varphi$  залежність (3.40) визначає мінімально можливе значення величини пружного переміщення  $y$ , що досягається під час різання.

Із залежності (3.38) витікає, що вирішити проблему підвищення точності обробки за умови одночасного забезпечення високої продуктивності можна шляхом зменшення ширини зрізу  $v$  і збільшення товщини зрізу  $a_z$ , оскільки ці параметри з різним ступенем входять у залежність. У зв'язку із цим важливо провести аналіз залежності (3.38) для різних процесів алмазно-абразивної обробки. Очевидно, найменші значення параметрів  $R$  і  $a_z$  можна досягти під час обробки вільним абразивом або інструментом зі зв'язаним дрібнозернистим абразивом, виготовленим гальванічним методом. Ці інструменти (шліфувальні круги) забезпечують одношарове (одновисотне) розташування ріжучих зерен, чого не забезпечують традиційні абразивні й алмазні круги. Крім того, виготовити інструменти дрібної зернистості достатньо складно, що обмежує можливість зменшення параметра  $R$  у залежності (3.38).

Більш високі значення параметра  $R$  під час шліфування вимагають збільшення параметра  $a_z$  для забезпечення мікрорізання  $\alpha = a_z / R = const$ . Звідси витікає, що процес шліфування суттєво обмежений з точки зору досягнення високої точності обробки. При цьому слід мати на увазі, що під час шліфування оброблюваний матеріал контактує зі зв'язкою круга, а це додатково збільшує силу різання і величину пружного переміщення. Щоб виключити (або зменшити) небажане тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, на практиці вдаються до різних засобів: застосування ефективних технологічних середовищ і методів правлення круга, використання зв'язок круга, які забезпечують режим його самозаточування [38].

Важливим резервом підвищення ефективності шліфування є застосування алмазних кругів на металевих зв'язках. Ці круги завдяки більш міцному утриманню зерен у зв'язці круга дозволяють збільшити товщину одиничного зрізу  $a_z$ . Це створює ефект зменшення величини пружного переміщення  $y$  та одночасного збільшення продуктивності обробки, відповідно до залежності (3.38). Однак, як показує практика, ці алмазні круги у процесі шліфування



швидко затуплюються, засалюються й можуть бути ефективно використані за умови їх безперервного або періодичного правлення шляхом використання алмазного електроерозійного шліфування, заснованого на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів.

Для оцінювання технологічних можливостей цього перспективного методу обробки проведено комплексні експериментальні дослідження алмазного електроерозійного шліфування виробів з твердих сплавів на операціях круглого зовнішнього, плоского і внутрішнього шліфування (рис. 3.17). Найбільшого ефекту досягнуто під час внутрішнього шліфування, яке характеризується відносно низькою жорсткістю технологічної системи й швидкою втратою ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці. Наприклад, під час звичайного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці М2-01 на протязі 8 хвилин продуктивність обробки зменшилася у 5 разів [101].

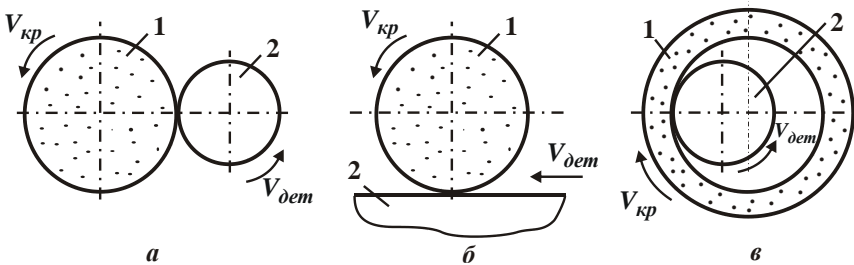


Рисунок 3.17 – Схеми круглого зовнішнього (а), плоского (б) і внутрішнього (в) шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Введення у зону різання додаткової електричної енергії постійного струму дозволило, по-перше, стабілізувати продуктивність у часі, по-друге, домогтися її збільшення порівняно зі звичайним шліфуванням (без електричного струму) і наблизити фактичне і номінальне значення. Цим вдалося суттєво зменшити силу різання і пружні переміщення у технологічній системі. Виходячи із залежності (3.25), зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  відбулося шляхом зменшення відношення  $\sigma / K_{різ}$ , тобто збільшення відношення  $a_z / R$ .

Виходячи із залежності (3.40), зменшення величини пружного переміщення відбулося шляхом підвищення гостроти ріжучих зерен круга, тобто зменшення радіуса їх округлення  $R$ . Збільшення коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$  у даному випадку не призвело до збільшення величини  $y$ , оскільки коефіцієнт  $\alpha$

входить у залежність (3.40) із меншим ступенем, ніж радіус округлення ріжучих зерен  $R$ .

На основі проведених експериментальних досліджень встановлено, що основний ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає у забезпеченні своєчасного видалення із робочої поверхні алмазного круга затуплених зерен і усунення тертя металевої зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це створює умови зменшення силової напруженості процесу і підвищення продуктивності та точності обробки.

Розроблені технології алмазного електроерозійного шліфування твердосплавних інструментів та інших виробів [65], а також технології алмазно-абразивної обробки використовують, наприклад, на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" та інших підприємствах. Таким чином, виходячи із залежності (3.40), можна зробити висновок, що домогтися зменшення величини пружного переміщення  $y$  (тобто підвищити точність обробки) можна зменшенням параметрів  $t$ ,  $R$  і збільшенням  $c$ . Однак зменшення глибини різання  $t$  призводить до зменшення продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати жорсткість технологічної системи  $c$  і зменшувати радіус округлення різальної кромки інструмента  $R$ . Оскільки величина  $c$  обмежена, основним шляхом зменшення величини пружного переміщення  $y$  слід розглядати зменшення  $R$ , тобто необхідно забезпечити високу гостроту ріжучої кромки інструмента. Це досягається застосуванням як лезових, так і абразивних інструментів. Безсумнівно, значні можливості у цьому напрямі мають алмазно-абразивні інструменти завдяки високій гостроті ріжучих кромок алмазних зерен. При цьому важливо забезпечити своєчасне видалення із робочої поверхні алмазного круга затуплених зерен, що мають збільшене значення радіуса  $R$ .

Наведена залежність (3.40) відкриває нові можливості аналізу та вибору оптимальних способів фінішної обробки. Наприклад, змінюючи радіус  $R$ , можна проаналізувати з єдиних позицій всі відомі методи лезової та абразивної обробки з точки зору забезпечення максимальної точності та продуктивності обробки.

Надзвичайно важливе значення має управління коефіцієнтом  $\alpha = a_z / R$  шляхом встановлення правильного відношення між товщиною зрізу  $a_z$  і радіусом округлення ріжучої кромки лезового або абразивного інструмента  $R$ . Тому, отримані теоретичні рішення покладено в основу методики вибору ефективних способів фінішної обробки, що використовують під час виготовлення високоточних деталей.

### 3.4. Встановлення аналітичних залежностей механіки різання матеріалів

Розроблення високопродуктивних процесів різання та шліфування матеріалів вимагає всебічного вивчення механіки та теплофізики різання. Цим питанням присвячені роботи [51; 93; 103], в яких, зокрема, показано значний вплив коефіцієнта різання  $K_{piz} = P_z / P_y$  (де  $P_z$ ,  $P_y$  – тангенціальна і радіальна складові сили різання) на показники процесу різання. У зв'язку з цим, важливо провести теоретичний аналіз коефіцієнта різання залежно від умов обробки і на його основі визначити шляхи підвищення ефективності процесу різання матеріалів.

У загальному вигляді коефіцієнт різання описується наступною залежністю [93]:

$$K_{piz} = tg 2\beta = ctg(\psi - \gamma) = \frac{1 + f \cdot tg\gamma}{f - tg\gamma}, \quad (3.41)$$

де  $\beta$  – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу;

$\gamma$  – передній кут інструмента;

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

Із огляду на визначальне значення коефіцієнта різання  $K_{piz}$  у формуванні силової та теплової напруженостей процесу різання, необхідно виконати його кількісне оцінювання. На рис. 3.18 графічно показано характер зміни коефіцієнта різання  $K_{piz}$  залежно від кута ( $\psi - \gamma$ ).

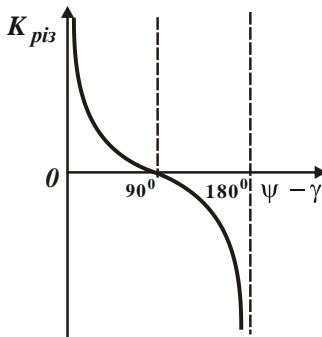


Рисунок 3.18 – Залежність коефіцієнта різання  $K_{piz}$  від кута ( $\psi - \gamma$ )

Графіки побудовано на основі розрахункової залежності (3.41). За фізичною сутністю коефіцієнт різання – позитивна величина, тому зміна кута  $(\psi - \gamma)$  має обмежуватися межами  $0 \dots 90^\circ$ . За кута  $(\psi - \gamma) = 0$  коефіцієнт різання  $K_{piz} \rightarrow \infty$ , а за кута  $(\psi - \gamma) = 90^\circ$  – коефіцієнт різання  $K_{piz} = 0$ .

Залежність (3.41) можна подати у вигляді:

$$\psi - \gamma = \text{arctg} K_{piz} = \text{Arc}, \quad (3.42)$$

звідки

$$\psi = \text{Arc} + \gamma. \quad (3.43)$$

Кут  $\text{Arc}$  може змінюватися від  $0$  до  $90^\circ$ . На рис. 3.19 графічно показано зв'язок кутів  $\psi$  і  $\gamma$  для різних значень  $\text{Arc}$ , які змінюються у межах  $0 \dots 90^\circ$ . Як видно, зі зміною умовного кута тертя  $\psi$  у межах  $0 \dots 90^\circ$  передній кут інструмента  $\gamma$  може змінюватися у межах від  $-90^\circ$  до  $+90^\circ$ . За умови  $\psi = 0$  передній кут інструмента  $\gamma$  приймає лише негативні значення. Це свідчить про те, що під час роботи інструментом з негативним переднім кутом  $\gamma$  необхідно суттєво зменшити умовний кут тертя  $\psi$  (коефіцієнт тертя) на передній поверхні інструмента.

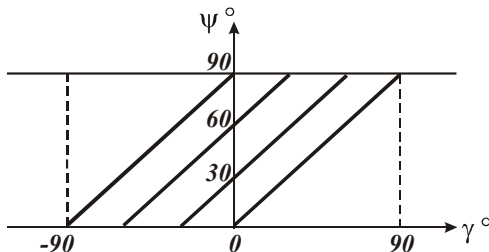


Рисунок 3.19 – Характер зміни умовного кута тертя  $\psi$  від переднього кута інструмента  $\gamma$

Зі збільшенням умовного кута тертя  $\psi \rightarrow 90^\circ$  необхідно застосовувати інструменти виключно із позитивним переднім кутом  $\gamma$ . За невиконанням цієї умови процес різання неможливий, оскільки, виходячи із рис. 3.18, коефіцієнт різання  $K_{piz}$  приймає негативні значення, що фізично неможливо.

Наведені теоретичні результати узгоджуються із експериментальними даними та практикою різання. Так, інструменти із негативним переднім кутом

$\gamma$  (а це всі абразивні інструменти) виготовляють із абразивних матеріалів, які характеризуються дуже низькими коефіцієнтами тертя (близько  $0,1 - \psi < 30^0$ ). Це дозволяє реалізувати процес різання за умови великих негативних передніх кутів ріжучих зерен:  $-90^0 < \gamma < -45^0$ . Очевидно, за умови  $\gamma = -90^0$  процес різання неможливий, оскільки умовний кут тертя  $\psi$  не може дорівнювати нулю.

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

Лезові інструменти виготовляють із позитивним переднім кутом або невеликим негативним кутом  $\gamma$ . Це пов'язано із більш високими значеннями коефіцієнта тертя інструментальних матеріалів (інструментальних сталей, твердих сплавів, мінералокераміки та ін.), які використовують під час виготовлення лезових інструментів.

У лезових інструментах у якості інструментальних матеріалів застосовують синтетичні надтверді матеріали (синтетичні алмази, кубічний нітрид бору та ін.), які характеризуються низькими значеннями коефіцієнта тертя, а передній кут інструмента  $\gamma$  може приймати нульове і негативні значення. Це дозволяє підвищити міцність ріжучої частини інструмента (а, отже, його зносостійкість) без зниження ріжучої здатності інструмента [32; 88].

Таблиця 3.1 – Значення умовного кута тертя

$f$	0	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
$\psi$ , град	0	6	12	17	27	45

Із рис. 3.19 витікає, що перехід в область негативних значень  $\gamma$  можливий за підвищених значень кута  $Arc \rightarrow 90^0$  або невеликих значень  $K_{pi3} \rightarrow 0$  ( $K_{pi3} < 1$ ).

Реалізація позитивних значень кута  $\gamma$ , навпаки, можлива за невеликих значень кута  $Arc < 45^0$  і великих значень коефіцієнта різання  $K_{pi3} \rightarrow \infty$  ( $K_{pi3} > 1$ ). Отже, умова  $K_{pi3} < 1$  виконується під час абразивної обробки, а умова  $K_{pi3} > 1$  – під час лезової обробки. Реалізувати умову  $K_{pi3} = 0$  немож-

ливо, оскільки це вимагає, щоб умовний кут тертя  $\psi$  (коефіцієнт тертя) дорівнював нулю. У табл. 3.1 наведено значення умовного кута тертя  $\psi$ , які розраховані за залежністю  $tg \psi = f$ , де  $f$  – коефіцієнт тертя.

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

Важливо виконати кількісне оцінювання коефіцієнта різання  $K_{piz}$  і умовного кута тертя  $\psi$ , що визначається залежністю (3.43), на основі експериментальних даних, наведених на рис. 3.20 [7].

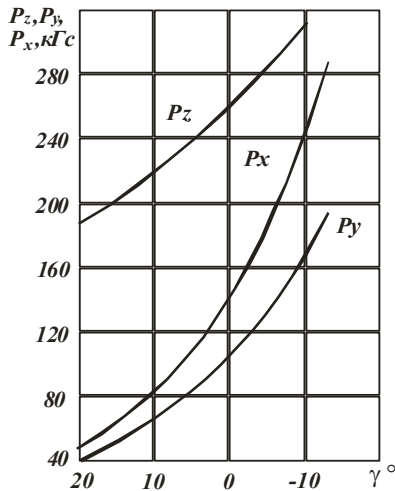


Рисунок 3.20 – Вплив переднього кута на сили  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  під час точіння:

оброблюваний матеріал – сталь 40;  $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;

$S = 0,285$  мм/об.;  $V = 40$  м/хв

Із огляду на те, що сила різання має три складові:  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$ , коефіцієнт різання  $K_{piz}$  можна розрахувати за залежністю  $K_{piz} = P_z / P_{y1}$ , де  $P_{y1} = P_{y0} \cdot \cos \varphi'_0$ ;  $P_{y0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ ;  $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ$ ;  $tg \varphi_0 = P_y / P_x$  (рис. 3.21). Тут  $P_{y0}$  – рівнодіюча двох сил  $P_y$ ,  $P_x$ ;  $P_{y1}$  – проекція рівнодіючої сили  $P_{y0}$  на нормаль до головного леза різця;  $\varphi$  – головний кут у плані;  $\varphi_0$  – кут між силами  $P_x$  і  $P_{y0}$ ;  $\varphi'_0$  – кут між силою  $P_{y0}$  та її проекцією  $P_{y1}$ .

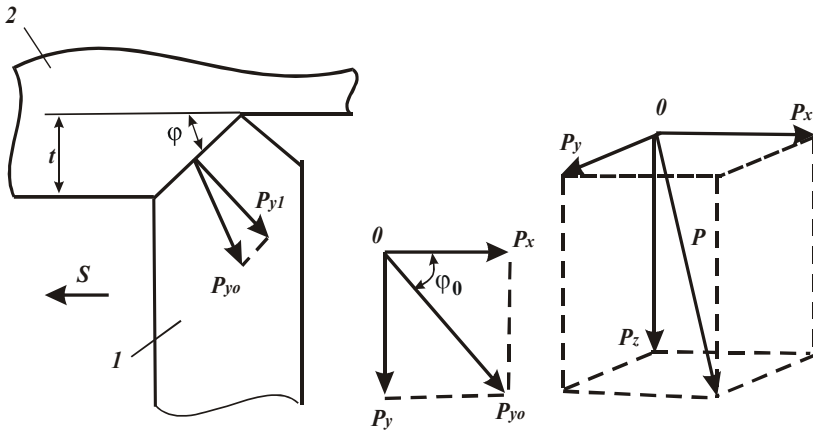


Рисунок 3.21 – Положення складових сили різання під час точіння:

1 – різець; 2 – деталь

У табл. 3.2 наведено розрахункові значення кутів  $\varphi_0$  і  $\varphi'_0$ , коефіцієнта різання  $K_{piz} = P_z / P_{y1}$ , кута тертя  $\psi$  та коефіцієнта тертя  $f$  залежно від переднього кута інструмента  $\gamma$ .

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення параметрів  $\varphi_0$ ,  $\varphi'_0$ ,  $K_{piz}$ ,  $\psi$ ,  $f$

$\gamma$ , град	20	10	0	-10
$\varphi_0$ , град	39	39	40	35
$\varphi'_0$ , град	9	9	10	5
$K_{piz}$	2,9	2,23	1,5	1,08
$\psi$ , град	39	34	34	35
$f$	0,8	0,67	0,67	0,7

Як видно, зі зменшенням переднього кута інструмента  $\gamma$  коефіцієнт різання  $K_{piz}$  зменшується, приймаючи значення  $K_{piz} > 1$ , що узгоджується з вищенаведеними теоретичними результатами. Коефіцієнт тертя  $f$  також зменшується зі зменшенням переднього кута інструмента  $\gamma$ , що пов'язано з підвищенням температури різання внаслідок інтенсивного збільшення складових сили різання  $P_z$  і  $P_y$  (рис. 3.20).

Під час шліфування коефіцієнт різання  $K_{риз}$  (коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$ ) приймає значно менші значення –  $K_{ш} < 1$  (рис. 3.22 [37]). Так, під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з введенням у зону різання додаткової електричної енергії (в умовах алмазного електроерозійного шліфування – АЕШ) коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  збільшується зі збільшенням нормального тиску. Під час звичайного алмазного шліфування (АШ без підведення електричного струму), навпаки, коефіцієнт шліфування зменшується зі збільшенням нормального тиску  $P_n$ .

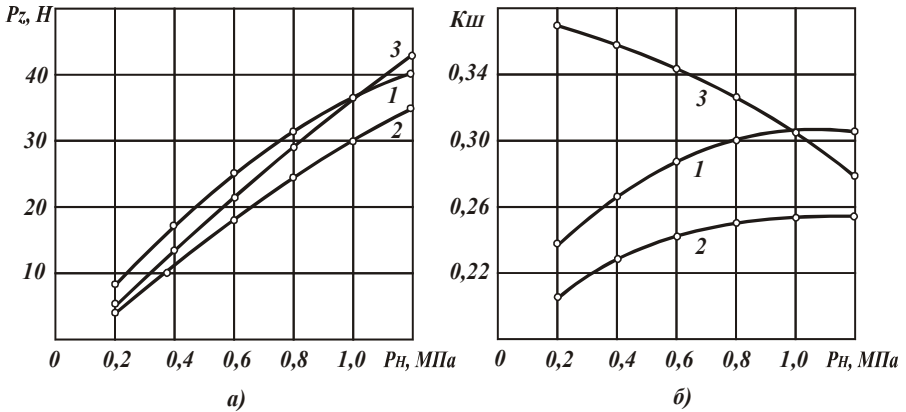


Рисунок 3.22 – Вплив нормального тиску на тангенціальну складову сили різання та коефіцієнт шліфування: алмазний круг 12A2 – 45° AC6 100/80 M1-01 4;  $V = 20$  м/с, оброблюваний матеріал: 1 – Т15К6 – сталь 45 – АЕШ; 2 – ТН-20 – сталь 45 – АЕШ; 3 – ТН-20 – сталь 45 – АШ [37].

Якщо розглядати ріжуче зерно у формі сфери (рис. 3.23), то зі збільшенням  $P_n$  збільшується товщина зрізу і, відповідно, зменшується негативний передній кут  $\gamma$ , що, відповідно до залежності (3.41), призводить до збільшення коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  (або  $K_{риз}$ ). Зменшення  $K_{ш}$  зі збільшенням  $P_n$  може бути пов'язано зі збільшенням радіуса ріжучої частини зерна внаслідок його затуплення.

Необхідно зазначити, що під час введення у зону різання додаткової електричної енергії на алмазному крузі підтримується розвинений ріжучий рельєф, своєчасно видаляються з його робочої поверхні затуплені зерна, тому процес шліфування характеризується високою продуктивністю обробки. Під



час звичайного шліфування алмазний круг працює в режимі затуплення, що призводить до збільшення радіусу робочої частини різального зерна. Крім того, при цьому відбувається інтенсивний контакт оброблюваного матеріалу із металевою зв'язкою круга й продуктами обробки, які утримуються на робочій поверхні круга, що додатково призводить до зниження коефіцієнта шліфування.

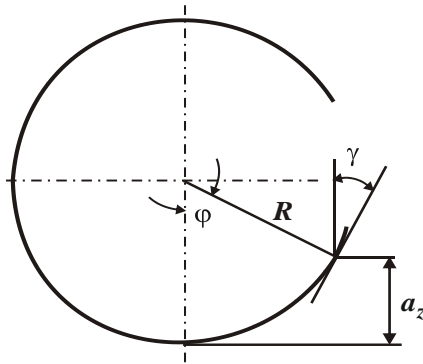


Рисунок 3.23 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення під час різання одним зерном

У роботі [93] наведено аналітичну залежність для визначення коефіцієнта шліфування:

$$K_{ш} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{HV} \cdot \frac{a}{\rho}}, \quad (3.44)$$

де  $HV$ ,  $\tau_{зсув}$  – відповідно, твердість (за Вікерсом) і межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;

$a$  – товщина зрізу, м;

$\rho$  – радіус округлення ріжучої частини зерна, м.

Із залежності (3.44) витікає, що зі збільшенням  $a$  і зменшенням  $\rho$  коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  збільшується. Отже, збільшення значень  $K_{ш}$ , як показано на рис. 3.23, пов'язано зі збільшенням товщини зрізу  $a$ , а зменшення значень  $K_{ш}$  пов'язано зі зменшенням радіуса зерна.

На основі отриманих рішень можна визначити граничні значення відомого у теорії шліфування відношення  $a/\rho$  (в умовах мікрорезання одним зерном), що визначають початок процесу стружкоутворення.

Із рис. 3.23 нескладно отримати аналітичну залежність, яка погоджує між собою відношення  $a/\rho$  та умовний негативний передній кут ріжучого зерна  $\gamma$ :

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin \gamma. \quad (3.45)$$

Як показано раніше, кут  $\gamma$  може змінюватися у межах  $-90^0 \dots + 90^0$ . У залежності (3.45) враховано знак "мінус" при куті  $\gamma$ . Отже, відношення  $a/\rho$  може змінюватися у межах  $0 \dots 1$ .

Для більш точного розрахунку відношення  $a/\rho$  слід підставити залежність (3.43) у залежність (3.45):

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin(\text{Arc} - \psi). \quad (3.46)$$

Найменше значення відношення  $a/\rho$  має місце для кута  $\text{Arc} = 90^0$ . У табл. 3.3 наведено розрахункові значення відношення  $a/\rho$  залежно від кута тертя  $\psi$  для  $\text{Arc} = 90^0$ .

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення  $f$ ,  $a/\rho$

$\psi$ , град	0	10	20	30	45
$f$	0	0,17	0,36	0,58	1,0
$a/\rho$	0	0,0152	0,06	0,134	0,293

Як видно, для реального діапазону зміни кута тертя  $\psi$  відношення  $a/\rho$  змінюється у межах  $0 \dots 0,293$ . За відомими експериментальними даними, процес стружкоутворення під час мікрорезання одиничним зерном розпочинається за умови  $a/\rho > 0,04$ . Виходячи з табл. 3.3, значення  $a/\rho = 0,04$  досягається для коефіцієнта тертя  $f \approx 0,3$ , яке можна практично здійснити. Отже, отримане теоретичне рішення може бути використано для аналізу процесу стружкоутворення в умовах мікрорезання одиничним зерном.

Слід провести аналіз енергоємності процесу різання. Енергоємність або робота різання, що витрачається на знімання одиниці об'єму оброблюваного матеріалу, дорівнює умовному напруженню різання  $\sigma$ , що визначається залежністю [58]:

$$\sigma = \frac{2\tau_{зсуг}}{K_{piz}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2}). \quad (3.47)$$

Умовне напруження різання  $\sigma$  залежить від двох параметрів: межі міцності оброблюваного матеріалу на зсув  $\tau_{зсув}$  і коефіцієнта різання  $K_{piz}$ . Чим менше  $\tau_{зсув}$  і більше  $K_{piz}$ , тим менше  $\sigma$ . Коефіцієнт різання  $K_{piz}$ , у свою чергу, залежить однозначно від кута  $(\psi - \gamma)$  за залежністю (3.41). Тому домогтися зменшення  $\psi$  можна зменшенням кута  $(\psi - \gamma)$ , тобто зменшенням кута тертя  $\psi$  та збільшенням переднього кута  $\gamma$ .

За умови  $\gamma=0$  залежність для визначення умовного напруження різання (3.47) набуває вигляду:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot f \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{1}{f^2}}\right) = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot (f + \sqrt{1 + f^2}). \quad (3.48)$$

Із огляду на те, що  $f < 1$ , залежність (3.48) можна спростити:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{зсув} \cdot (1 + f). \quad (3.49)$$

Умовне напруження різання  $\sigma$  тим більше, чим більше коефіцієнт тертя  $f$  на передній поверхні інструмента. Однак, із урахуванням умови  $f < 1$  вплив  $f$  на умовне напруження різання  $\sigma$  не настільки суттєвий.

Для негативних значень кута  $\gamma$  кут  $(\psi - \gamma)$  більше, ніж для позитивних значень  $\gamma$ , що призводить до зменшення  $K_{piz}$  і збільшення умовного напруження різання  $\sigma$ . Отже, під час шліфування (негативних значеннях  $\gamma$ ) умовне напруження різання  $\sigma$  більше, ніж під час лезової обробки.

У загальному випадку коефіцієнт різання  $K_{piz}$  змінюється у межах від 0 до  $\infty$ . Тоді умовне напруження різання  $\sigma$  буде змінюватися від  $\infty$  до значення  $2 \cdot \tau_{зсув} \approx \sigma_{ст}$ , де  $\sigma_{ст}$  – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м<sup>2</sup>.

Що із фізичної точки зору означає умова  $K_{piz} \rightarrow \infty$ ? Якщо звернутися до залежності  $K_{piz} = P_z / P_y$ , то видно, що умова  $K_{piz} \rightarrow \infty$  виконується для  $P_y \rightarrow 0$ , тобто за відсутністю радіальної складової сили різання  $P_y$ . Отже, найменші значення енергоємності та температури різання досягаються для  $P_y \rightarrow 0$ . Однак, реалізувати цю умову на практиці неможливе, оскільки коефіцієнт різання не перевищує, як правило, значень 10 – 12. Реалізувати умову  $P_y \rightarrow 0$  можна під час обробки металів методами пластичної деформації (обробки металів тиском без утворення стружки), наприклад, в умовах кування, штампування та ін. Із цього витікає, що процеси різання матеріалів більш

енергоємні порівняно із процесами, заснованими на пластичній деформації металів, для яких можливе виконання умови  $\sigma \leq \sigma_{cm}$ . Ця закономірність узгоджується із результатами експериментальних досліджень.

### 3.4. Розрахунок полів напружень, виникаючих у зоні різання, та аналіз умов стружкоутворення під час різання

Проблема зменшення енергоємності обробки займає особливе місце у теорії різання матеріалів [7]. Вона нерозривно пов'язана із вивченням умов стружкоутворення під час різання та визначенням умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  (рис. 3.24). Доведено, що чим більше цей кут, тим менше енергоємність обробки й вище ефективність процесу різання: менше сили і температура різання, вище якість обробки й стійкість різального інструмента. Для визначення умовного кута зсуву матеріалу  $\beta$  ще у 1870 році професором Зворикінім К. А. запропоновано аналітичну залежність, яка не втратила своєї значущості й в даний час:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (3.50)$$

Ця залежність отримана за умови дії на вершині різця зосередженої сили різання  $P$  (рис. 3.24), яка викликає у площині ОА найбільші дотичні напруження та зсув елементарних об'ємів зрізаного матеріалу, що призводить до процесу стружкоутворення.

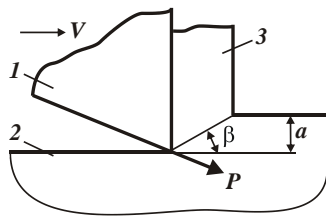


Рисунок 3.24 – Схема розрахунку умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Як видно, дана схема стружкоутворення справедлива для обробки відносно крихких матеріалів (наприклад, чавунів), де не утворюється довга зливна стружка, характерна для процесу різання пластичних матеріалів (сталей, кольорових металів та ін.). За умови значного контакту стружки, що утво-

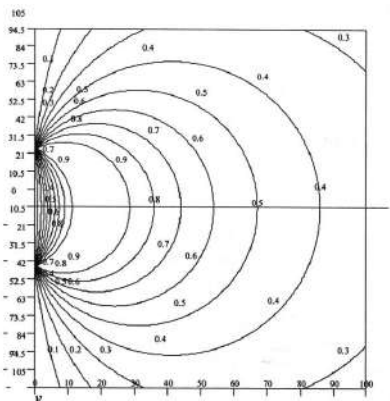
рюється, з передньою поверхнею інструмента необхідно силу різання розглядати у вигляді розподіленого навантаження. Для цього слід скористатися фундаментальним рішенням теорії пружності [98] для випадку розрахунку напружень у певній точці від дії сили  $P$  на межі півплощини:  $\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi} \cdot \frac{\cos \theta}{r}$ ;  $\sigma_\theta = 0$ ;  $\tau_{r\theta} = 0$ , де  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\tau_{r\theta}$  – нормальні компоненти напружень у радіальному та окружному напрямках, дотична компонента напружень;  $r$  – радіус;  $\theta$  – кут.

Використовуючи наведене рішення, слід виконати розрахунок дотичних напружень  $\tau$  у зоні різання із урахуванням розподіленого навантаження, що діє на передній поверхні інструменту. Припустимо, що радіальна  $q$  і тангенціальна  $F$  розподілені навантаження визначають силову дію різця на оброблюваний матеріал у процесі різання.

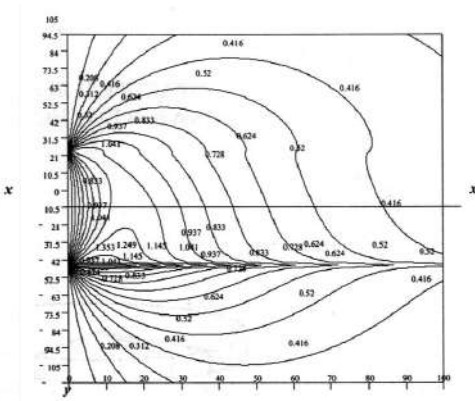
У роботі [101] отримано аналітичні залежності для визначення дотичного напруження  $\tau$ , яке виникає у зоні різання від дії розподілених навантажень  $q$  і  $F$ . Використовуючи ці залежності, на рис. 3.25,б, в, г наведено розраховані за допомогою системи Mathcad 2000 поля напружень (у вигляді ліній однакових значень  $\tau/q$ ), які виникають у зоні стружкоутворення під час різання, із урахуванням тертя на передній поверхні інструмента для різних значень коефіцієнта тертя на передній поверхні інструмента  $f = F/q$ . Для порівняння на рис. 3.25,а показано поле напружень для випадку  $f = 0$ .

Як видно, для випадку  $f = 0$  лінії однакових значень  $\tau/q$  приймають форму окружностей, що виходять із кінцевих точок зони контакту оброблюваного матеріалу (де утворюється стружка) із передньою поверхнею різця. Чим більше діаметр окружності, тим менше значення  $\tau/q$ . У межі, тобто на нескінченному віддаленні від зони контакту оброблюваного матеріалу з різцем, справедлива умова  $\tau/q \rightarrow 0$ . Найбільші значення  $\tau/q$  досягаються уздовж окружності з діаметром, рівним довжині контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця. У середині даної окружності (так само як і зовні) значення  $\tau/q$  менше.

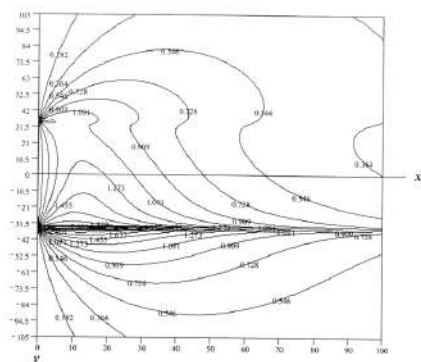
Це вказує на те, що найбільш імовірне руйнування оброблюваного матеріалу уздовж даної окружності. Відповідно, умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  буде визначатися відношенням товщини зрізу й довжини контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею різця (що дорівнює діаметру окружності однакових значень  $\tau/q$ ).



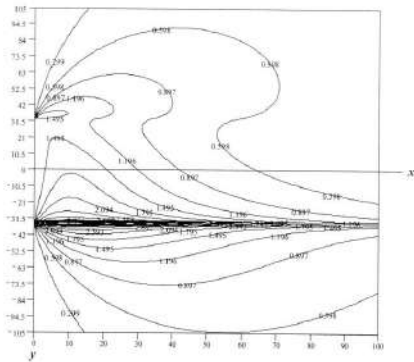
а



б



в



г

Рисунок 3.25 – Положення ліній однакових значень  $\tau/q$  за умов  $f=0$  (а),  $f=0,1$  (б);  $f=0,4$  (в);  $f=0,6$  (г)

Зі збільшенням коефіцієнта тертя на передній поверхні різця  $f > 0$  округлості однакових значень  $\tau/q$  трансформуються в більш складні криві, витягнуті уздовж горизонтальної лінії, що проходить через вершину різця. Отже, найбільші дотичні напруження будуть досягатися у напрямку руху інструмента й тому з фізичної точки зору зсув оброблюваного матеріалу можливий лише у даному напрямі. У цьому випадку, очевидно, умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  слід розглядати рівним нулю, що суттєво ускладнює процес стружкоутворення. Однак, реально утворення стружки буде відбуватися і в цьому випадку, але для невеликого кута  $\beta$  і з високою енергоємністю оброб-

ки. Власне, цим можна пояснити те, що під час обробки пластичних матеріалів (наприклад, міді та латуні), як встановлено експериментально, умовний кут зсуву матеріалу  $\beta$  приймає малі значення – на рівні  $3^0 - 6^0$ . Процес різання здійснюється з високою енергоємністю, що призводить до збільшення сили і температури різання, зниження якості оброблюваних поверхонь.

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

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

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

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

### **3.6. Методи підвищення ефективності процесів лезової та абразивної обробки**

Процес різання – найбільш складний і найменш вивчений процес обробки металів. Наприклад, на відміну від процесів пластичного деформування металів (обробки металів тиском), процес різання меншою мірою математично формалізовано. Його дослідження здійснюється в основному експериментальними методами, що дозволяє отримати часткові рішення, справедливі лише для конкретних умов обробки. Тому встановлені, таким чином, оптимальні рішення в дійсності можуть бути дуже далекі від справжніх оптимальних рішень (які забезпечують найбільшу продуктивність або найменшу собівартість обробки), оскільки охоплюють "вузькі" діапазони зміни параметрів режимів різання, характеристик інструментів і оброблюваних матеріалів. Для більш обґрунтованого вибору оптимальних рішень необхідно мати узагальнені теоретичні рішення, які охоплюють широкі діапазони зміни параметрів обробки. У зв'язку з цим, спочатку в роботі проведемо теоретичний аналіз методів підвищення ефективності процесів лезової обробки. Для більш повного уявлення щодо технологічних можливостей механічної обробки проведено також теоретичний аналіз умов підвищення ефективності абразивної обробки (шліфування), що дозволило оцінити дійсні можливості механічної обробки різанням та вийти на вибір найбільш ефективних методів обробки й умов їх здійснення.

Як відомо, під час точіння підвищити продуктивність обробки  $Q = S \cdot V$  можна збільшенням площі поперечного перерізу зрізу  $S = a \cdot \epsilon$  і швидкості різання  $V$ , де  $a$ ,  $\epsilon$  – товщина і ширина зрізу, м. Під час поздовжнього точіння (рис. 3.26, а) параметри  $a$ ,  $\epsilon$  і  $S$  визначаються залежностями [93]:

$$a = \pi \cdot D_{dem} \cdot \frac{S_{noz\partial}}{V} \cdot \sin \varphi; \quad (3.51)$$



$$\epsilon = \frac{t}{\sin \varphi}; \quad (3.52)$$

$$S = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot t \cdot \frac{S_{\text{позд}}}{V}, \quad (3.53)$$

де  $D_{\text{дем}}$  – діаметр оброблюваної деталі, мм;

$S_{\text{позд}}$  – швидкість поздовжньої подачі, мм/с;

$t$  – глибина різання, мм;

$\varphi$  – кут різця у плані.

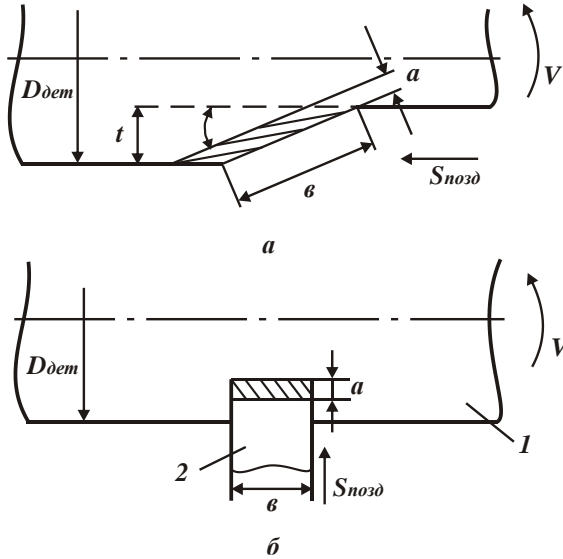


Рисунок 3.26 – Схеми поздовжнього (а) і радіального (б) точіння:

1 – деталь; 2 – різець

Фіксоване значення  $S$  досягається, наприклад, встановленням поздовжньої подачі  $S_{\text{позд}}$  згідно залежності  $S_{\text{позд}} = \frac{S \cdot V}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot t}$ . Тоді продуктив-

ність обробки  $Q = S \cdot V$  визначається множенням глибини різання і швидкості поздовжньої подачі, тобто  $Q = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot t \cdot S_{\text{позд}}$ . Під час радіального точіння (рис. 3.26, б) параметри  $a$ ,  $\epsilon$  і  $S$  визначаються залежностями:

$$a = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot \frac{S_{\text{нон}}}{V}; \quad (3.54)$$

$$v = B; \quad (3.55)$$

$$S = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot B \cdot \frac{S_{\text{non}}}{V}, \quad (3.56)$$

де  $S_{\text{non}}$  – швидкість поперечної подачі, м/с;

$B$  – ширина різця, м.

Фіксоване значення  $S$  досягається встановленням  $S_{\text{non}}$  згідно залежності:

$$S_{\text{non}} = \frac{S \cdot V}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot B}. \quad (3.57)$$

Продуктивність обробки  $Q = S \cdot V = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot B \cdot S_{\text{non}}$  визначається швидкістю поперечної подачі  $S_{\text{non}}$  і шириною різання  $B$ .

Обмеженням збільшення параметра  $S$  є міцність ріжучої частини інструмента, а обмеженням збільшення  $V$  – стійкість інструмента, яка залежить від температурного чинника. Збільшити  $S$  можна застосуванням багатолезових інструментів, які забезпечують участь у різанні одночасно декількох лез. До них відносяться фрези, свердла, протяжки, мітчики та абразивні інструменти, які характеризуються великою кількістю ріжучих елементів.

Під час різання дисковою фрезою (рис. 3.27,а) маємо:

$$a = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot S_{\text{II}}}{z \cdot V} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot t}{D_{\text{фр}}}\right); \quad (3.58)$$

$$v = B; \quad (3.59)$$

$$S = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot B}{z} \cdot \frac{S_{\text{II}}}{V_{\text{різ}}} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot t}{D_{\text{фр}}}\right), \quad (3.60)$$

де  $D_{\text{фр}}$ ,  $B$  – відповідно, діаметр і ширина фрези, м;

$z$  – кількість ріжучих елементів фрези;

$S_{\text{II}}$  – швидкість подачі, м/с.

Продуктивність обробки  $Q$  визначається залежністю  $Q = B \cdot t \cdot S_{\text{II}}$ .

Під час різання торцевою фрезою (рис. 3.27,б) основні параметри обробки визначаються залежностями:

$$a = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot S_{\text{II}}}{z \cdot V}; \quad (3.61)$$

$$v = t; \quad (3.62)$$

$$S = \frac{\pi \cdot D_{\text{фр}} \cdot t}{z} \cdot \frac{S_{\text{II}}}{V}; \quad (3.63)$$

$$Q = D_{\text{фр}} \cdot t \cdot S_{\text{II}}. \quad (3.64)$$

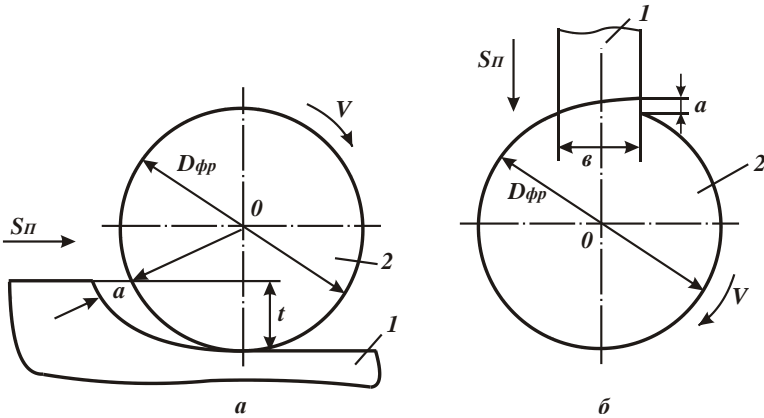


Рисунок 3.27 – Схеми різання дисковою (а) і торцевою (б) фрезами:  
1 – деталь; 2 – фреза

Під час свердління продуктивність обробки визначається:

$$Q = \frac{\pi}{4} \cdot D_{св}^2 \cdot S_{П}, \quad (3.65)$$

де  $D_{св}$  – діаметр свердла, м;

$S_{П}$  – швидкість подачі, м/с.

На практиці набула широкого застосування багатоінструментна обробка одночасно декількома різцями, свердлами тощо. Чим більше ріжучих елементів одночасно приймають участь у різанні, тим вище продуктивність обробки. Найбільша кількість одночасно працюючих ріжучих елементів має місце в умовах абразивної обробки, зокрема, в умовах шліфування. Тому доцільно проаналізувати характер зміни продуктивності для різних кінематичних схем шліфування, розглядаючи  $V = V_{кр}$ , де  $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с.

Замість параметра  $S$  зручно розглядати площу контакту шліфувального круга з деталлю  $S_{нл}$ , оскільки в різанні приймає участь велика кількість зерен, які можна характеризувати саме параметром  $S_{нл}$ . Тоді продуктивність обробки виразиться:

$$Q = S_{нл} \cdot V'_{дем}, \quad (3.66)$$

де  $V'_{дем}$  – лінійна швидкість знімання матеріалу в напрямі нормалі до круга, м/с.

Швидкість  $V'_{дет}$  визначає ріжучі властивості шліфувального круга. Площа  $S_{пл}$  визначається добутком параметрів  $B \cdot l$ , де  $B$  – ширина круга, м;  $l$  – довжина дуги контакту круга з деталлю, м. Під час шліфування периферією круга (рис. 3.28,а) маємо [8]:

$$l = \sqrt{\frac{t \cdot D_{кр} \cdot D_{дет}}{D_{кр} + D_{дет}}}, \quad (3.67)$$

де  $t$  – глибина шліфування, м;  
 $D_{кр}, D_{дет}$  – діаметри круга та деталі, м.

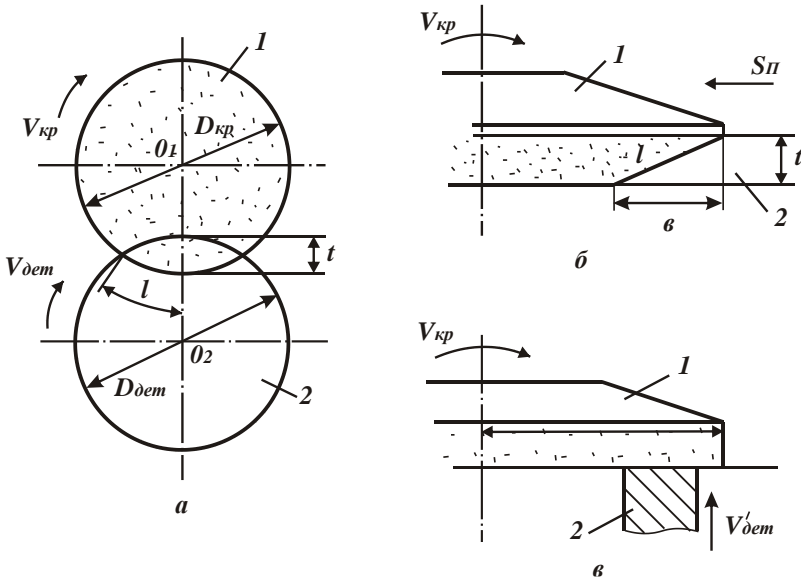


Рисунок 3.28 – Схеми шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Під час шліфування торцем круга з урахуванням утворення на ньому забірного конуса (торцеве шліфування з тангенціальною подачею, рис. 3.28,б) маємо:

$$l = \sqrt{B^2 + t^2}. \quad (3.68)$$

Під час торцевого шліфування з радіальної подачею, коли оброблювана деталь рухається в напрямку нормалі до торця круга з постійною швидкістю  $V'_{дет}$  (рис. 3.28,в), параметр  $S_{пл}$  дорівнює фактичній площі контакту деталі (або декількох деталей) із торцем круга.

Збільшити параметри  $S_{nl}$  і  $Q$  під час шліфуванні периферією круга можна шляхом збільшення параметрів  $t$ ,  $D_{кр}$ ,  $D_{дет}$  і  $B$ , а під час торцевого шліфування з тангенціальною подачею – збільшенням параметрів  $B$  і  $t$ . Найбільші значення  $S_{nl}$  і  $Q$  досягаються під час торцевого шліфування з радіальною подачею (за умови  $S_{nl} \rightarrow \pi \cdot R_{кр}^2$ ), застосовуючи великогабаритні круги та багатомісну обробку деталей на верстатах із обертовим столом.

Суттєво збільшити площу контакту  $S_{nl}$  можна в умовах фасонного шліфування, здійснюючи одночасно обробку декількох поверхонь одним кругом (рис. 3.29,а), або здійснюючи обробку периферією і торцем круга відразу двох поверхонь (рис. 3.29,б). За суттю, це дозволяє концентрувати технологічні операції, що змінює традиційну технологію обробки. Під час обробки на автоматичних лініях, наприклад, колінчастих валів, у роботі можуть приймати участь одночасно декілька шліфувальних кругів, що збільшує площу обробки і продуктивність.

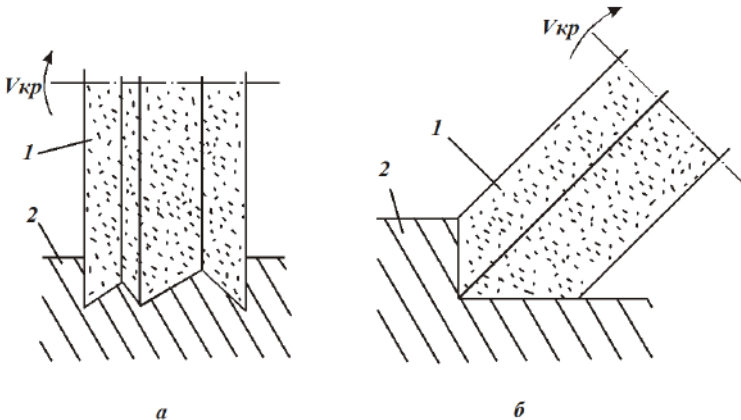


Рисунок 3.29 – Схеми шліфування

Добитися суттєвого збільшення параметрів  $S_{nl}$  і  $Q$  можна в умовах глибинного шліфування, що забезпечує знімання припуску до 50 мм і більше за один прохід круга з високою якістю обробки. За продуктивністю процес глибинного шліфування не поступається процесам лезової обробки, наприклад, фрезеруванню. Це дозволяє замість декількох операцій (наприклад, операцій фрезерування паза, потім його попереднього і остаточного шліфування) обробку здійснити в одну операцію глибинного шліфування зі забезпеченням

всіх технічних вимог, тобто у даному випадку має місце концентрація операцій. Значними можливостями у плані збільшення площі контакту  $S_{\text{конт}}$  має стрічкове шліфування, що забезпечує обробку значних поверхонь або відразу декількох поверхонь, що мають складну геометричну форму, наприклад, конструктивних елементів літальних апаратів і енергетичних установок.

Фактично на збільшення площі обробки направлено застосування високочастотних коливальних рухів шліфувального круга у напрямку, перпендикулярному подачі деталі (основній подачі).

Це дозволяє виконувати урізне шліфування відносно вузьким кругом довгих циліндричних деталей із високою продуктивністю.

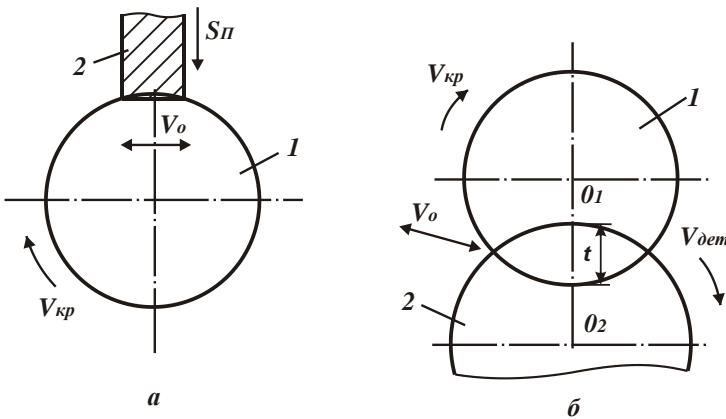


Рисунок 3.30 – Схеми шліфування

Ще більший ефект обробки можна досягти, використовуючи високочастотні коливальні рухи торцевого круга (або деталі) у напрямі, перпендикулярному основній подачі, під час плоского або круглого зовнішнього урізного шліфування зі зніманням значних припусків (рис. 3.30,а). За суттю, товщина припуску, що знімається, тут виконує функцію ширини шліфування (за аналогією з шліфуванням периферією круга). Тому, чим більше припуск, що знімається, тим більше продуктивність обробки [64]. Для реалізації цих методів шліфування необхідно осцилюючі рухи круга (або деталі) здійснювати зі швидкістю, приблизно рівною швидкості круга ( $V_0 \approx V_{кр}$ ). Очевидно, забезпечити такі високі швидкості для великих переміщень утруднено. Простіше реалізувати наступну схему (рис. 3.30,б). Під час круглого зовнішнього шлі-

фування знімання відносно великого припуску здійснюється за одне (повільне) обертання деталі периферією круга. При цьому кругу (або деталі) повідомляють осцилюючий рух у тангенціальному напрямі зі швидкістю  $V_0$  і амплітудою, що дорівнює або декілька перевищує величину припуску, що знімається (у площині шліфування).

Ефект збільшення продуктивності обробки  $Q$  досягається шляхом збільшення оброблюваної поверхні і швидкості обертання деталі, зберігаючи постійними навантаження, що діє на окреме зерно круга, і зношування круга в цілому. У даному випадку амплітуда осцилюючого руху менше, оскільки товщина припуску, що знімається, значно менше довжини оброблюваної циліндричної деталі. За невеликою амплітудою переміщення можна реалізувати високочастотні коливальні рухи.

У роботі [64] показано, що чим більше швидкість осциляцій (на рис. 3.31 – швидкість деталі  $V_{dem}$ ), тим більше продуктивність обробки  $Q$ , незважаючи на те, що глибина шліфування  $t < a_z$  зменшується. Із цих позицій рекомендується шліфування здійснювати з невеликою глибиною шліфування (що припадає на один оберт деталі) і швидкістю деталі, приблизно рівною швидкості круга.

Це можна реалізувати, наприклад, в умовах багатопрохідного і глибинного круглого зовнішнього або внутрішнього шліфування периферією круга (при глибинному шліфуванні необхідно утворювати на крузі забірний конус). Наведені на рис. 3.31 графіки отримані за умови однакового значення площі поперечного перерізу одиничного зрізу, тобто за умови однакової величини навантаження, що діє на зерно, і однієї величини лінійного зношування круга. Точка мінімуму продуктивності обробки  $Q$  на графіку відповідає переходу від багатопрохідного до глибинного шліфування.

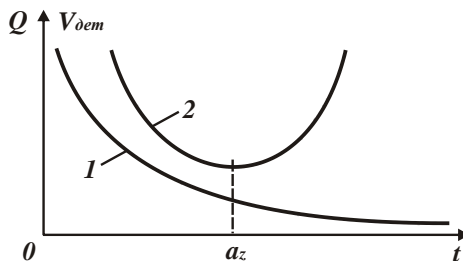


Рисунок 3.31 – Залежність  $Q$  (1) і  $V_{dem}$  (2) від  $t$

Реалізувати ліву гілку залежності  $Q-t$  (рис. 3.31) можна в умовах шліфування прямолінійного зразка, що рухається вздовж нормалі до круга, повідомляючи зразку або круга додатковий високочастотний осцилюючий рух у тангенціальному (до круга) напрямі. Дана схема може бути використана під час загострювання ріжучих інструментів.

Таким чином, збільшити площу обробки  $S_{nl}$  і, відповідно, продуктивність обробки  $Q$  можна збільшенням кількості одночасно працюючих ріжучих інструментів (переходом від одно- до багатоінструментної обробки), збільшенням кількості заготовок, які одночасно встановлюють у пристосуванні або на верстаті (переходом від одно- до багатомісної обробки), а також застосуванням нетрадиційних режимів різання і додаткових кінематичних (зворотно- поступальних) рухів інструмент або заготовки [40]. Тут мається на увазі паралельна багатомісна обробка, оскільки послідовна багатомісна обробка не збільшує площу контакту інструмента із заготовками  $S_{nl}$  – заготовки послідовно вступають у контакт із інструментом.

У даному випадку ефект обумовлено скороченням допоміжного часу обробки, тоді як під час паралельної багатомісної обробки збільшення продуктивності обробки  $Q$  відбувається шляхом збільшення та суміщення основного часу обробки заготовок.

Багатомісна паралельно – послідовна обробка з роздільною установкою заготовок забезпечує поєднання часу установки заготовок із основним часом. Допоміжний час зменшується пропорційно кількості одночасно оброблюваних заготовок.

Багатомісна паралельно – послідовна обробка з безперервною установкою і зміною оброблюваних заготовок на верстаті забезпечує повне суміщення часу установки заготовок із основним часом. Допоміжний час тут відсутній, що дозволяє домогтися максимальної продуктивності обробки. Дані схеми реалізуються, як правило, на обертових столах і барабанах із вертикальною або ж горизонтальною віссю.

Обробка на верстатах із ЧПУ, за суттю, є прикладом багатомісної послідовної обробки із тією відмінністю, що збільшується не кількість оброблюваних заготовок, а кількість оброблюваних поверхонь (особливо на фрезерних верстатах із ЧПУ) із одного установа. Це забезпечує суттєве зменшення допоміжного часу обробки і високу концентрацію технологічних операцій. Особливо це відноситься до обробки складних геометричних поверхонь, де традиційно використовують ручну слюсарну обробку, що вимагає великої кількості



кості різних технологічних операцій (різних інструментів, оснастки тощо).

Умовно кінематичні схеми різання можна розбити на дві групи – залежно від характеру основної подачі: кругової або прямолінійною. До першої групи належать схеми обробки циліндричних деталей, а також плоских деталей із круговою подачею. До другої групи – схеми обробки плоских деталей із прямолінійною подачею.

Особливістю схем обробки першої групи є можливість суттєвого збільшення швидкості деталі (подачі), тоді як схеми обробки другої групи реалізують в умовах із відносно невеликою швидкістю деталі (подачі). У першому випадку збільшення продуктивності обробки  $Q = S \cdot V$  досягається шляхом збільшення  $V$  і  $S$ , у другому випадку – лише шляхом збільшення  $S$ . Як видно, можливості кінематичних схем першої групи ширше. Наприклад, щодо процесу шліфування кінематичні схеми першої групи допускають реалізацію схем високопродуктивного багатопрохідного і глибинного шліфування (обробку циліндричних деталей, плоских поверхонь деталей із круговою подачею: на верстатах з обертовим столом тощо). Схеми другої групи допускають лише глибинне шліфування, тобто обробку із великою площею зрізу і невеликою основною подачею. За суттю, дана схема обробки реалізується в умовах фрезерування, стругання, додання тощо.

Схеми точіння відносяться до першої групи і допускають обробку із невеликою або надзвичайно великою швидкістю різання завдяки здійсненню кругової подачі. Наприклад, шліфування торця кільця можна здійснити за схемою плоского шліфування периферією або торцем круга, а також за схемою урізного шліфування периферією або торцем круга, здійснюючи обертальний рух кільця у площині шліфування (рис. 3.32). Друга схема більш ефективна, оскільки допускає суттєве збільшення швидкості подачі кільця і безперервний контакт всієї ширини круга з оброблюваним матеріалом.

Час обробки тут визначається швидкістю урізної подачі круга і товщиною припуску, що знімається, а під час плоского шліфування – швидкістю подачі та діаметром оброблюваного кільця. Очевидно, час обробки під час урізного шліфування менше, а продуктивність обробки вище. Дана схема урізного шліфування з точки зору продуктивності обробки може бути ефективніше схеми торцевого фрезерування, яке застосовують для попередньої обробки даного класу деталей.

Із цього витікає, що вибір оптимальної схеми обробки має першорядне значення у вирішенні завдань інтенсифікації механічної обробки. Необхідно прагнути до того, щоб під час різання площа контакту інструмента з деталлю

лишалася незмінною. Це забезпечить максимальне використання потенційних можливостей інструмента.

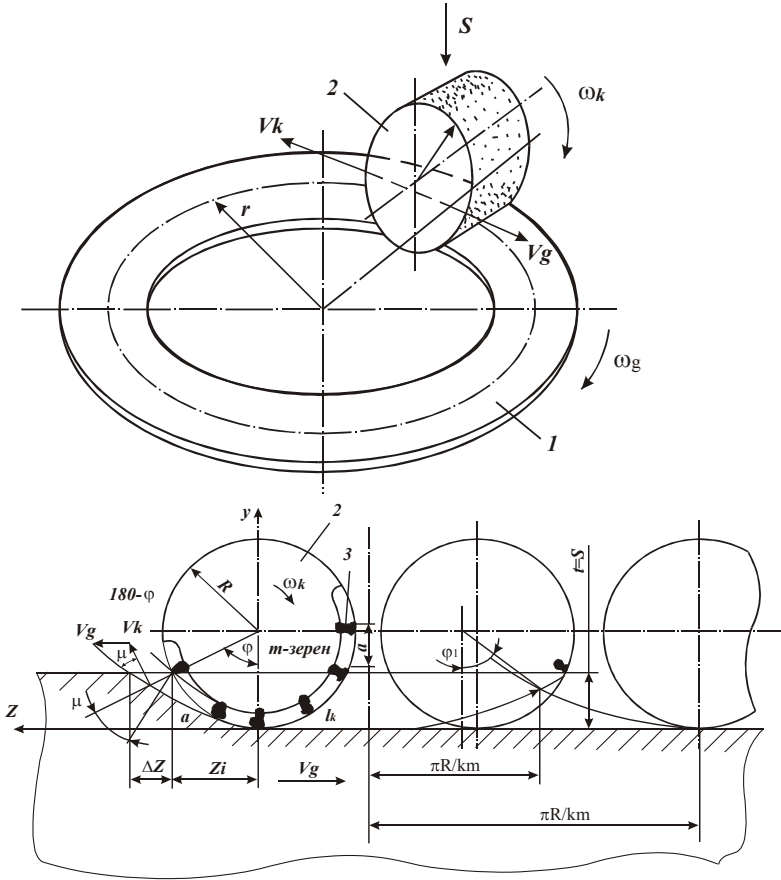


Рисунок 3.32 – Схема шліфування кільця з круговою подачею:  
1 – кільце; 2 – шліфувальний круг; 3 – ріжуче зерно

Відповідно до залежностей  $Q = S \cdot V$  і  $Q = S_{nl} \cdot V'_{dem}$ , збільшити продуктивність обробки  $Q$  можна збільшенням параметрів  $S$ ,  $S_{nl}$  і  $V$ ,  $V'_{dem}$ . Як правило, швидкість різання  $V$  обмежена стійкістю інструмента у зв'язку з теплонапруженістю процесу різання. Зменшити тепловий вплив на інструмент можна як управлінням режимами різання, застосуванням мастильно-охолоджувальної рідини (МОР), ефективних інструментальних матеріалів, так і зміною конструкцій традиційних інструментів, підведенням додаткової

енергії у зону обробки для поліпшення умов обробки тощо. Одним із найбільш простих рішень проблеми зниження теплового впливу на інструмент є застосування багатолезових інструментів, які забезпечують періодичний контакт ріжучих елементів із оброблюваним матеріалом.

Ефективне застосування ротаційного різання круглими обертовими різцями [73]. Завдяки збільшенню довжини активної ділянки леза і додаткового переміщення його відносно зони різання відбувається перехід від безперервного до періодичного різання з інтенсивним тепловідвідом, зменшенням температури різання, підвищенням стійкості інструмента. Крім того, тут відбувається часткова заміна ковзання стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента на кочення, що знижує силову напруженість процесу.

Ефективне застосування різання з випереджаючим пластичним деформуванням, у результаті чого вичерпується запас пластичності оброблюваного матеріалу і він стає більш крихким, що знижує сили і температуру різання. Випереджаюче пластичне деформування оброблюваного матеріалу досягається шляхом дії на нього накатного ролика. Ролик розташований безпосередньо перед різцем. Крім зміни діаграми "напруження – деформація" оброблюваного матеріалу, накатний ролик створює у поверхневому шарі матеріалу мережу мікро- та макротріщин, що додатково знижує силову і теплову напруженість процесу різання.

Достатньо ефективні процеси різання лезовими інструментами з накладанням вібрацій і ультразвукових коливань. Завдяки можливості періодичного виходу інструмента з оброблюваного матеріалу, відбувається дроблення стружки, що сходить. Це знижує силову і теплову напруженість різання. Крім того, періодичний характер процесу різання знижує додатково температуру різання.

Застосування ультразвукових коливань суттєво поліпшує умови тертя і зношування інструмента. Існують й інші ефективні способи зниження силової і теплової напруженостей обробки. Це, перш за все, комбіновані способи обробки, засновані на поєднанні механічної енергії різання з тепловою, електричною та іншими видами енергії (електроконтактна обробка, електрохімічне і електроерозійне шліфування тощо).

Таким чином, на основі проведеного аналізу технологічних можливостей різних методів механічної обробки різанням (включаючи методи лезової обробки і шліфування) визначено основні найбільш ефективні напрями їх вдосконалення з точки зору підвищення продуктивності та зменшення собівартості обробки.

### 3.7. Розроблення ефективних технологій алмазного шліфування

Під час шліфування матеріалів підвищеної твердості застосовують алмазні круги на металевих зв'язках, які, як відомо, працюють нестабільно, швидко втрачають ріжучу здатність [9]. У цих умовах ефективно застосування методів електроерозійного правлення [6]. Це вимагає визначення у кожному конкретному випадку оптимальних умов обробки, тобто проведення комплексу теоретичних і експериментальних досліджень для виявлення нових технологічних можливостей обробки. У загальному випадку глибина впровадження різального зерна в оброблюваний матеріал  $H$  визначається твердістю матеріалу  $HV$  і радіальним зусиллям  $P$ , що діє на зерно, яке представлене у вигляді конуса із кутом у вершини  $2\gamma$  [93]:

$$HV = \frac{P}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (3.69)$$

Як витікає із залежності (3.69), чим більше твердість  $HV$  і менше сила  $P$ , тим менше глибина впровадження зерна  $H$ . Отже, під час шліфування важкооброблюваних матеріалів глибина  $H$  буде невеликою. Коефіцієнт  $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$ , що визначає ступінь виступання зерна над рівнем зв'язки круга та змінюється у межах  $0 \dots 1$  (за умови  $b = H$ , де  $b$  – максимальна висота виступання вершин зерен над рівнем зв'язки круга, м;  $\bar{X}$  – зернистість круга, м) зменшиться.

Однак, із цього не випливає зменшення продуктивності обробки  $Q$ , що визначається залежністю [65; 68]:

$$Q = \frac{S \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot (1 - \eta^2)}{600 \cdot \pi}, \quad (3.70)$$

де  $S$  – площа поперечного перерізу оброблюваного прямолінійного зразка, що рухається вздовж нормалі до робочої поверхні круга, м<sup>2</sup>;

$V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;

$m$  – об'ємна концентрація зерен круга;

$\eta = 0 \dots 1$  – безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь затуплення зерен (для гострого зерна  $\eta = 0$ , для затупленого зерна  $\eta \rightarrow 1$ ).

Це пов'язане з тим, що одночасно зі зменшенням  $b = H$  у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{дем}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}} \quad (3.71)$$

зменшиться безрозмірний коефіцієнт  $\eta$ , а це дозволить компенсувати зменшення продуктивності обробки  $Q$  шляхом зменшення коефіцієнта  $(1 - \varepsilon)$ , де  $V'_{dem}$  – швидкість руху оброблюваного зразка вздовж нормалі до круга, м/с;  $k$  – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м<sup>2</sup>. Таким чином встановлено, що основною умовою підвищення продуктивності обробки  $Q$  під час шліфування матеріалів високої твердості є підтримання на крузі "гострого" різального рельєфу ( $\eta \rightarrow 0$ ). Це досягається роботою круга у режимі самозагострювання, застосовуючи відносно маломіцні органічні або керамічні зв'язки, або роботою круга на міцних металевих зв'язках у режимі безперервного електроерозійного або електрохімічного правлення.

Відомо, що зі збільшенням зернистості алмазного круга міцність зерна на роздавлювання (визначається руйнівним навантаженням, рівним  $P$ ) збільшується за залежністю  $P = \alpha \cdot A^\beta$ , де  $\alpha$  і  $\beta < 1$  – постійні величини. Тоді коефіцієнт  $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$  із урахуванням залежності (3.69) визначиться:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{1}{\bar{X}^{(1-0,5\beta)}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (3.72)$$

Коефіцієнт  $(1 - \varepsilon)$  тим більше, чим менше зернистість  $\bar{X}$  і більше параметр  $\alpha$ , що визначає відносну міцність зерен різних марок алмазів. Отже, домогтися підвищення продуктивності обробки  $Q$  відповідно до залежності (3.70) в умовах обробки матеріалів високої твердості можна шляхом застосування дрібнозернистих кругів з підвищеною міцністю алмазних зерен.

Із огляду на те, що параметри  $\bar{X}$  і  $HV$  входять у залежність (3.72) приблизно з однаковим ступенем – рівним 0,5 – зернистість алмазного круга слід вибирати обернено пропорційно твердості оброблюваного матеріалу.

Зменшення зернистості  $\bar{X}$ , згідно залежності (3.72), призводить до збільшення коефіцієнта  $(1 - \varepsilon)$ , тобто підвищенню ступеня виступання зерна над рівнем зв'язки круга й зменшення частини зерна, розташованої у зв'язці круга. Отже, міцність утримання зерна зменшиться і для її збільшення необхідно використовувати більш міцні металеві зв'язки алмазного круга.

Стійкість таких кругів визначається діапазоном зміни параметра  $\eta = 0 \dots \eta_1 < 1$ . Чим більше значення  $\eta_1$ , тим більше стійкість круга. Збільшення значення  $\eta_1$  вимагає збільшення параметра  $H$ , відповідно залежності

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V'_{dem}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{kp} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (3.73)$$

і коефіцієнта  $(1 - \varepsilon)$ , відповідно до залежності (3.72). Отже, збільшити стійкість круга можна шляхом збільшення висоти виступання зерен над рівнем зв'язки, застосовуючи більш міцні металеві зв'язки й ефективні методи первинного розкриття алмазного шару круга, наприклад, електроерозійне або електрохімічне правлення.

Виходячи із цього, важливо провести аналіз умов функціонування круглого зовнішнього алмазного шліфування (рис. 3.33) із урахуванням величини лінійного зношування зерна  $x$  і глибини проникнення оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга  $H$ , відлічуючи її від вершини вихідного (незношеного) зерна. Для цієї схеми шліфування параметри  $H$ ,  $\eta$  і  $Q$  визначаються залежностями [103]:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{\text{дем}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (3.74)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{\text{дем}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}; \quad (3.75)$$

$$Q = S_0 \cdot V_{\text{дем}} \cdot t = \frac{S_0 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot (1 - \eta^2)^2}{162 \cdot V_{\text{дем}} \cdot \rho}, \quad (3.76)$$

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

$$V'_{\text{дем}} = V_{\text{дем}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho};$$

$t$  – глибина шліфування, м;

$S_0$  – поздовжня подача, м/об.;

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

$R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дем}}$  – радіуси круга і деталі, м.

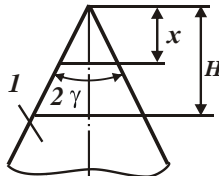


Рисунок 3.33 – Розрахункова схема параметрів шліфування: 1 – зерно

Як встановлено, збільшення твердості оброблюваного матеріалу призводить до зменшення параметра  $b = H$ , коефіцієнта  $(1 - \varepsilon)$ , а, отже, продуктивності обробки, відповідно, до залежності (3.76). Домогтися збільшення продуктивності обробки  $Q$  можна шляхом зменшення безрозмірного коефіцієнта  $\eta$  за залежністю (3.75), застосовуючи режим самозагострювання алмазного круга на органічній або керамічній зв'язках або режим автономного електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці. Очевидно, другий метод більш універсальний, оскільки допускає виконання умови  $b = H$  шляхом вибору оптимальної зв'язки, яка дозволяє кругу працювати у режимі самозагострювання.

Другою умовою підвищення продуктивності під час шліфування важкооброблюваних матеріалів слід розглядати зменшення швидкості деталі  $V_{dem}$  та збільшення поздовжньої подачі  $S_0$  у залежності

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot V_{dem} \cdot Q \cdot \rho}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{kp} \cdot b^2 \cdot \sqrt{S_0}}} \quad (3.77)$$

у зв'язку зі зменшенням параметра  $b$ , зберігаючи параметри  $\eta$  і  $Q$  незмінними. Із урахуванням умови  $Q = S_0 \cdot V_{dem} \cdot t = \text{const}$  глибина шліфування  $t$  збільшиться.

Отже, зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу ефективно застосовувати схему глибинного шліфування зі збільшеною глибиною шліфування  $t$  і відносно невеликою швидкістю деталі  $V_{dem}$  зі поздовжньою подачею  $S_0 \cong B$  (де  $B$  – висота круга, м). Виходячи із цього, схему глибинного круглого зовнішнього алмазного шліфування ефективно використано для обробки кілець із високоміцних графітів, які застосовуються для виготовлення торцевих ущільнень для насосних агрегатів гідравлічних систем.

Порівняно з діючим технологічним процесом звичайного багатопрохідного алмазного шліфування, запропонований процес дозволив у 2 ... 5 разів підвищити продуктивність обробки, у 2 ... 3 рази зменшити зношування алмазних кругів на металевих зв'язках за одночасним виконанням технічних вимог за якістю обробки графітових кілець. Установлено, що знімання припуску величиною до 4 мм на сторону можна здійснювати за один поздовжній хід алмазного круга, забезпечуючи високу якість обробки. Це дозволяє об'єднати попереднє й остаточне шліфування в одну операцію й суттєво знизити трудомісткість виготовлення торцевих ущільнень гідравлічних систем.

Із огляду на нетокопровідність графітів, електроерозійне правлення алмазного круга на металевій зв'язці здійснювали автономно за допомогою спе-

ціального катодного пристрою і спеціального малогабаритного генератора імпульсного електричного струму. Це забезпечило високоякісне очищення алмазного круга від продуктів обробки та його високу ріжучу здатність. Обробку здійснювали із глибиною шліфування  $t > 1$  мм;  $V_{dem} = 0,5 \dots 2$  м/хв;  $S_0 = 0,9 \cdot H$ ;  $V_{кр} = 35 \dots 40$  м/с і силою електричного струму  $I = 30 \dots 50$  А, де  $H$  – висота круга, м. Застосування даного процесу шліфування дозволило ефективно використати алмазні круги форми 1А1 300×25 на металевих зв'язках М1–01 і М2–01.

Установлено, що процес алмазного шліфування допускає застосування періодичного правлення алмазного круга. У зв'язку із цим важливо провести аналіз торцевого алмазного шліфування керамічних деталей на плоскошліфувальному верстаті з обертовим столом.

Під час алмазного шліфування матеріалів високої твердості, що характеризується невеликим значенням параметра  $b$ , підвищити продуктивність обробки, виходячи з залежності (3.76), можна зменшенням швидкості деталі  $V_{dem}$  за умови збереження постійними значень  $\eta$  і  $Q$  у залежності (3.77). Зменшення  $V_{dem}$  за умови  $Q = const$  припускає збільшення глибини шліфування  $t$ . Найбільший ефект досягається за умови  $t = R_{dem}$ . Реалізувати цю умову можна під час прорізуванні глибоких пазів, шліфуванні глибоких каналок, розрізуванні матеріалів відрізними кругами, а також під час плоского шліфування торцевим кругом з обертовим столом верстата, розглядаючи як ширину шліфування параметр  $t = R_{dem}$ , а як глибину шліфування – параметр  $S_0$ , що входять у залежність (3.77).

Виходячи із цього, дану схему слід розглядати як найбільш продуктивну під час шліфування матеріалів підвищеної твердості. Тому цю схему покладена в основу створення плоскошліфувальних верстатів з обертовим столом, зокрема, верстатів для двостороннього шліфування моделі 3102, які використовують для обробки невеликих за розмірами деталей із високотвердих керамік, феритів та інших важкооброблюваних матеріалів, які укладаються на обертовому столі верстата.

Для обробки використовують алмазні круги на металевих зв'язках, які в умовах відсутності стирання зв'язки швидко затуплюються, втрачають ріжучу здатність і призводять до інтенсивного підвищення сил, потужності й температури різання. У результаті дії великих навантажень радіально–упорні підшипники шпиндельних вузлів верстата моделі 3102 часто виходять із ладу, а оброблювані керамічні пластинки руйнуються, що приводить до значних



втрат від браку. Застосування електроерозійного правлення алмазного круга дозволило вирішити проблему підвищення його ріжучої здатності, зменшення сил різання та поліпшення якості й точності обробки. Крім того, шліфування "гострим" алмазним кругом забезпечує підвищення продуктивності обробки й зниження зношування круга. Для виправлення торцевих алмазних кругів використовували спеціальні конструкціїправлячих пристроїв.

Важливо також провести аналіз шліфування деталей із міцних феритів торцевими великогабаритними алмазними кругами на верстатах із обертовим столом. Як відомо, підвищити продуктивність торцевого шліфування можна шляхом створення на алмазному крузі забірною конуса довжиною, рівною висоті робочої частини круга. Ефект досягається у результаті збільшення кількості зерен, що приймають участь у різанні, у  $B/S_0$  разів.

Відносно залежності (3.75), це виражається у збільшенні концентрації зерен  $k$  у  $B/S_0$  разів. Отже, для забезпечення заданого значення  $\eta$  із урахуванням умови  $t = R_{dem}$  швидкість деталі  $V_{dem}$  повинна збільшитися у  $B/S_0$  разів. Відповідно, продуктивність обробки  $Q$ , що визначається залежністю (3.76), збільшиться у  $B/S_0$  разів, оскільки концентрація  $k$  входить у залежність (3.76) з більшим ступенем, чим швидкість деталі  $V_{dem}$ . Таким чином показано, що створення на алмазному крузі забірною конуса дозволяє підвищити продуктивність обробки  $Q$ , при цьому її збільшення пропорційне висоті робочої частини торцевого алмазного круга.

Наприклад, при висоті алмазного круга  $B=40$  мм і  $S_0=1$  мм продуктивність обробки може бути збільшена у 40 разів (без збільшення зношування круга). Дана схема торцевого шліфування використана під час пакетної обробки площин дрібних деталей з міцних феритів, що дозволило багаторазово збільшити продуктивність обробки. Разом з тим, можливості прогресивної схеми шліфування використовуються не повною мірою. Це зв'язано, поперше, із відсутністю ефективних методів створення на торці алмазного круга забірною конуса на всю його висоту, по-друге, зі швидким затупленням алмазного круга на металевій зв'язці, по-третє, з великою трудомісткістю виведення різновисотності алмазних елементів, що утворюється на етапі збирання великогабаритного алмазного круга діаметром до 800 мм.

Застосовувані методи механічного правлення завдяки використанню звичайних абразивних кругів не дозволяють вирішити зазначені проблеми. Ріжуча здатність алмазного круга після правлення відносно низька внаслідок невеликого виступання зерен над рівнем зв'язки круга. На крузі не утво-

рюється забірний конус у процесі шліфування, що призводить фактично до точкового контакту різальної частини круглих алмазних елементів круга із оброблюваним матеріалом і погіршення якості та точності обробки.

Застосування спеціальної технології електроерозійного правлення алмазного круга дозволило підвищити його ріжучу здатність, вирішити проблему високоякісної обробки, а також виключити потреба в дефіцитних абразивних кругах для механічного правлення. Крім того, застосування електроерозійного правлення дозволило скоротити час правлення та підвищити стійкість алмазного круга до 10 разів.

Електроерозійне правлення алмазного круга забезпечує значне виступання зерен над рівнем металевої зв'язки, що практично виключає контакт оброблюваного фериту зі зв'язкою круга й поліпшує спеціальні властивості деталей. Розроблена технологія виправлення забезпечує утворення на торці алмазного круга забірної конуса, що дозволяє підвищити режим шліфування й продуктивність обробки без збільшення зношування круга й погіршення якості та точності обробки.

Проведемо аналіз фізичної сутності процесу шліфування важкооброблюваних матеріалів, які використовують, наприклад, для виготовлення деталей гідравлічних систем. Для цього скористаємося аналітичною залежністю для розрахунку умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу в процесі мікрорізання одиничним зерном:

$$\beta = 3 \sqrt{\frac{\sigma_{cm}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R} \cdot \cos \psi}, \quad (3.78)$$

де  $\sigma_{cm}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;

$HV$  – твердість оброблюваного матеріалу за Віккерсом, Н/м<sup>2</sup>;

$a_z$  – товщина зрізу, м;

$R$  – радіус округлення вершини ріжучого зерна, м;

$\psi$  – кут тертя, визначається за умови  $f = tg \psi$ ;

$f$  – коефіцієнт тертя різального зерна з оброблюваним матеріалом.

Чим менше відношення  $\sigma_{cm} / HV$ , тим нижче оброблюваність матеріалу різанням. При цьому й товщина зрізу  $a_z$  мінімальна внаслідок високої твердості оброблюваного матеріалу, що додатково зменшує умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

У залежність (3.78) входить змінний параметр  $R$ , управління яким у процесі шліфування дозволяє збільшити кут  $\beta$  і підвищити ефективність

обробки. Чим менше параметр  $R$ , тим більше кут  $\beta$ . Для зменшення параметра  $R$  необхідно використовувати самогострювальні алмазні круги на м'яких зв'язках (органічних, керамічних) або алмазні круги на металевих зв'язках з їх інтенсивним електроерозійним або електрохімічним правлінням. Домогтися зменшення кута  $\beta$  можна також шляхом зменшення кута тертя  $\psi$ , однак він входить у залежність функцією косинуса й, отже, мало впливає на кут  $\beta$ .

Виконані розрахунки кута  $\beta$  показали, що він може приймати значення менше  $1^\circ$ . Очевидно, реалізувати процес відділення стружки із таким невеликим значенням кута  $\beta$  фактично неможливо, тобто процес різання у цьому випадку буде відсутній. Відділення матеріалу буде відбуватися не від дії напружень на стиск, а від напружень на розтягання, які утворюються під зерном. Із цього витікає, що під час шліфування важкооброблюваних матеріалів, особливо крихких матеріалів, за певних умов знімання матеріалу буде відбуватися не шляхом різання й відділення мікровідколів "попереду зерна", а шляхом утворення мікровідколів "під зерном" і "за зерном" у результаті тертя зерна з оброблюваним матеріалом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя, тобто зі збільшенням сил тертя, можна чекати підвищення інтенсивності утворення мікровідколів та підвищення продуктивності обробки.

Розглянутий механізм обробки матеріалу вказує на те, що для реалізації процесу різання необхідно постійно під час шліфування підтримувати високу гостроту ріжучих зерен (зменшувати параметр  $R$ ). За умов використання алмазних кругів на металевих зв'язках їх необхідно піддавати безперервному електрохімічному правленню. Це дозволить безупинно підтримувати "гострий" ріжучий рельєф алмазного круга й здійснювати процес різання. Однак, правлення, як правило, здійснюється шляхом "занурення" алмазного круга у ванночку з електролітом у процесі обробки, що вимагає суттєвого зменшення швидкості круга (на операціях круглого зовнішнього шліфування). Це призводить до зменшення продуктивності обробки.

Важливим резервом збільшення швидкості круга та продуктивності обробки у цьому випадку слід розглядати застосування автономного (періодичного) електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці.

Висока "гострота" різального рельєфу алмазного круга забезпечується шляхом застосування кругів на металевих зв'язках, отриманих гальванічним шляхом. Однак, стійкість і тривалість роботи таких кругів невелика. Більш ефективним рішенням є застосування звичайних алмазних кругів з використанням електроерозійного правлення. Це дозволить суттєво збільшити

строк роботи круга та ефективність шліфування.

Важливою умовою їх використання є усунення биття з точністю до декількох мікронів. Електроерозійне правлення вирішує дану проблему. Розроблену технологію електроерозійного правлення впроваджено на ряді підприємств. Вона показала на можливість досягнення точності обробки алмазного круга у межах 0,01 мм. Розкритий таким способом алмазний шар круга забезпечує його високу ріжучу здатність на протязі тривалого часу. У результаті використання розробленої технології досягнуто підвищення якості та продуктивності обробки, стійкості алмазного круга.

Таким чином, обґрунтовано технологічні можливості високопродуктивної обробки матеріалів підвищеної твердості на основі використання алмазно-абразивних інструментів на металевих зв'язках.

## Висновки

1. Проведено теоретичний аналіз закономірностей зміни кінематичних і геометричних параметрів зрізів для різних методів лезової обробки та шліфування. Аналітично визначено умови здійснення процесу різання із позиції кінематики різання та умови високопродуктивної обробки для заданої товщини зрізу або площі поперечного перерізу зрізу. Показано, за яких умов значення продуктивності обробки під час лезової обробки та шліфування можуть бути порівнянні, що відкриває нові технологічні можливості ефективного застосування методів механічної обробки.

2. Отримано аналітичні залежності для визначення основних параметрів силової напруженості процесу різання, що дозволило уточнено встановити умови підвищення продуктивності лезової обробки та шліфування. Показано, що під час лезової обробки можна досягти значно більшої продуктивності, ніж під час абразивної обробки у зв'язку із меншою енергоємністю обробки. Теоретично встановлено, що основним шляхом зменшення силової напруженості процесу різання та підвищення продуктивності обробки є поліпшення умов стружкоутворення шляхом зменшення радіальної складової сили різання, зменшуючи коефіцієнт тертя оброблюваного та інструментального матеріалів, змінюючи кут сходження стружки із передньої поверхні різця та ін.

3. Теоретично встановлено, що зменшити силову напруженість процесу різання без зменшення продуктивності обробки можна шляхом збільшення відношення товщини зрізу і радіуса округлення різальної кромки інструмента, а зменшити силову напруженість процесу різання із одночасним зменшен-

ням похибок обробки можна, навпаки, шляхом зменшення цього відношення. Показано, що на операціях попередньої обробки відношення товщини зрізу і радіуса округлення різальної кромки інструмента необхідно збільшувати, а на фінішних операціях абразивної обробки (доведення, полірування та ін.), навпаки, зменшувати до мінімально можливого значення, за яким можна здійснити процес різання. Це дозволить забезпечити високу точність обробки на фінішних операціях.

4. Теоретично встановлено, що енергоємність обробки під час різання лезовими інструментами менше, ніж під час шліфування внаслідок більших значень відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання. Встановлено також, що енергоємність обробки тим більше, чим більше коефіцієнт тертя стружки із передньою поверхнею інструменту. Доведено, що процеси різання матеріалів більш енергоємні порівняно з процесами, заснованими на пластичній деформації металів (кування, штампування та ін.).

5. Проведено розрахунок напружень, що виникають у зоні різання, і обґрунтовано шляхи зменшення енергоємності обробки. У розрахунках силу різання розглянуто у вигляді розподіленого навантаження, для якого справедливе фундаментальне рішення теорії пружності щодо розрахунку напружень на границі півплощини. Використовуючи систему Mathcad 2000, розраховано поля напружень (у вигляді ліній однакових значень відношення дотичного напруження та щільності розподіленого навантаження), що виникають у зоні стружкоутворення під час різання, із урахуванням тертя на передній поверхні інструмента. Встановлено, що зменшити енергоємність обробки можна за умови реалізації максимальних дотичних напружень не в напрямку руху інструмента, а під деяким кутом, наприклад, рівним позитивному передньому куту різця.

6. Показано високу ефективність застосування алмазного шліфування для обробки деталей, виготовлених із високотвердих матеріалів. Розкрито особливості ефективного застосування алмазних кругів на міцних металевих зв'язках завдяки їх своєчасного електроерозійного правлення та забезпечення високої ріжучої здатності. Встановлено, що під час електроерозійного правлення алмазного круга на металевій зв'язці відбувається термічне руйнування металевої зв'язки та формування на його робочій поверхні розвинутого ріжучого рельєфу, чого неможливо досягти під час звичайного механічного правлення абразивними брусками. Тому ці круги забезпечують збільшення продуктивності та високі показники якості та точності обробки. Виходячи із цього, наведено приклади розроблення ефективних технологій алмазного шліфування виробів із металевих та неметалевих матеріалів високої твердості.

## Розділ 4

### Технологічне забезпечення умов підвищення точності механічної обробки

#### 4.1. Умови зменшення інтенсивності автоколивань, що виникають у процесі різання

Проблема усунення автоколивань під час різання матеріалів є актуальною й вимагає пошуку нових рішень [12; 30; 31; 75; 78]. У зв'язку із цим запропоновано підхід до розрахунку та аналізу амплітуди автоколивань під час різання лезовими й абразивними інструментами.

Припустимо, на різець у радіальному напрямі  $y$  діють три сили (рис. 4.1): сила пружності  $-c \cdot y$  системи різець, радіальна складова сили різання  $-P_y(\dot{y})$  і сума різних непружних опірив, яка може бути об'єднана в один доданок виду  $-k_1 \cdot \dot{x}$  [75].

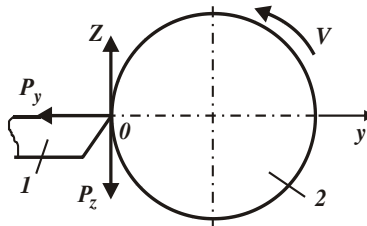


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема: 1 – різець; 2 – оброблювана деталь

Диференціальне рівняння системи різець–супорт має вигляд:

$$-P_y(\dot{y}) - c \cdot y - k_1 \cdot \dot{y} = m \cdot \ddot{y}, \quad (4.1)$$

де  $m$  – наведена маса системи різець – супорт, кг.

Радіальну  $P_y$  і тангенціальну  $P_z$  складові сили різання можна подати [65]:  $P_y = P_z / K_{pi3}$ ;  $P_z = \sigma \cdot S$ , де  $K_{pi3}$  – коефіцієнт різання (для різця із переднім кутом  $\gamma = 0^\circ$  маємо  $K_{pi3} = 1/f$ ;  $f$  – коефіцієнт тертя стружки із передньою поверхнею різця);  $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{pi3}$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;  $\sigma_{cm}$  – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>;  $S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>.

Після перетворень отримано:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f^2 \cdot S. \quad (4.2)$$

На спадаючій ділянці характеристики тертя коефіцієнт  $f$  можна представити лінійним вираженням  $f = f_0 - f'_0 \cdot \dot{y}$ , тоді радіальна складова сили різання  $P_y$ , виходячи із залежності (4.2) виразиться:

$$P_y(\dot{y}) = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot (f_0 - f'_0 \cdot \dot{y})^2, \quad (4.3)$$

де  $f_0$  – значення коефіцієнта  $f$ , що відповідає стану рівноваги різця із швидкістю  $V_0$ ;

$f'_0$  – тангенс кута нахилення характеристики тертя в точці із координатами  $f_0$  й  $y_0$ .

Після підстановки залежності (4.3) у рівняння (4.1) і розглядаючи замість  $-c \cdot y$  доданок  $-c \cdot (y - y_0)$ , отримано:

$$m \cdot \ddot{y} + (-4 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) \cdot \dot{y} + 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f_0'^2 \cdot \dot{y}^2 + c \cdot y = 0. \quad (4.4)$$

Як видно, за умови  $(-4 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) < 0$  має місце нестійкість системи, тому вона буде здійснювати незатухаючі коливання. Для того щоб їх усунути, необхідно або збільшити другий доданок  $-k_1$ , або зменшити перший доданок  $-4 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f'_0$  шляхом зменшення параметрів  $S$  і  $f'_0$ .

У загальному випадку  $S = a \cdot \epsilon$ , де  $a$  і  $\epsilon$ , відповідно, товщина і ширина різку, м. Рівняння (4.4) є нелінійним диференціальним рівнянням, що описує автоколивання системи. Амплітуду коливань  $A$  можна визначити методом енергетичного балансу, припускаючи, що стаціонарні автоколивання можуть бути приблизно описані гармонійним законом:

$$y = A \cdot \sin k\tau, \quad (4.5)$$

де  $k = \sqrt{c/m}$  – власна частота системи, Гц;  
 $\tau$  – час обробки, с.

Приймаючи, що сума доданків, які входять у рівняння (4.4) і залежать від швидкості  $\dot{y}$ , дорівнює нулю, отримано:

$$(-4 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f'_0 + k_1) \cdot \dot{y} + 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f_0'^2 \cdot \dot{y}^2 = 0. \quad (4.6)$$

Після підстановки  $\dot{y} = A \cdot k \cdot \cos k\tau$  у рівняння (4.6) і розв'язання його відносно величини  $A$  за умови  $\tau = 0$ , маємо:

$$A = \frac{1}{k} \cdot \left( \frac{2}{f_0'^2} - \frac{k_1}{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S \cdot f_0'^2} \right). \quad (4.7)$$

Амплітуда сталих коливань  $A$  тим менше, чим більше власна частота системи  $k$ , коефіцієнт опору системи  $k_1$  та менше площа поперечного перерізу зрізу  $S$ . Величина  $f'_0$  впливає на амплітуду сталих коливань  $A$ . Для визначення екстремальних значень  $f'_0$  і  $A$  необхідно взяти першу похідну від функції  $A$  за величиною  $f'_0$  і отриманий вираз прийняти рівним нулю, тоді

$$f'_{0\text{екстр}} = \frac{k_1}{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S}; \quad (4.8)$$

$$A_{\text{екстр}} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S}{k \cdot k_1}. \quad (4.9)$$

Друга похідна від функції  $A$  за величиною  $f'_0$  у точці екстремуму негативна. Отже, функція  $A$  має максимум. Зменшити функцію  $A$  можна зменшенням величини  $f'_0 \rightarrow 0$ , крім спадаючої ділянки характеристики тертя. Зменшення екстремального значення амплітуди коливань  $A_{\text{екстр}}$ , відповідно до залежності (4.9), припускає зменшення параметрів  $\sigma_{cm}$ ,  $S$  і збільшення параметрів  $k$  і  $k_1$ . Отримане рішення слід розглядати як перше наближення, оскільки воно засновано на лінійній залежності коефіцієнта тертя  $f$ . У дійсності, цю залежність необхідно розглядати нелінійною.

Параметр  $S = a \cdot v$  залежить від схеми процесу різання. Під час радіального точіння товщина зрізу  $a$  визначається із відношення  $\tau = \frac{a}{S_{\text{рад}}} = \frac{\pi \cdot D}{V}$ :

$$a = \pi \cdot D \cdot \frac{S_{\text{рад}}}{V}, \quad (4.10)$$

де  $\tau$  – час одного оберту оброблюваної деталі, с;

$D$  – діаметр оброблюваної деталі, м;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$S_{\text{рад}}$  – швидкість радіальної подачі, м/с.

Після підстановки залежності (4.10) у залежність (4.2), маємо:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f^2 \cdot v \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{\text{рад}}}{V}. \quad (4.11)$$

Припустимо, що коефіцієнт тертя  $f$  не залежить від швидкості (тобто відсутня спадаюча ділянка характеристики тертя), а фактична швидкість радіальної подачі  $S_{\text{рад}}$  із урахуванням швидкості коливань різця  $y$  дорівнює  $S_{\text{рад}} + y$  (під час руху різця у позитивному напрямі осі  $y$ , рис. 4.1). Тоді



$$P_y = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f^2 \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{(S_{pad} + \dot{y})}{V}. \quad (4.12)$$

Після підстановки залежності (4.12) у рівняння (4.1), без урахування доданків, що визначають статичну рівновагу системи, отримано:

$$m \cdot \ddot{y} + \left( 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f^2 \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{1}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{y} + c \cdot y = 0. \quad (4.13)$$

У цьому випадку коефіцієнт (у дужках) біля змінної величини  $\dot{y}$  позитивний. Отже, система здійснює загасаючі коливання. Із цього можна зробити висновок, що товщина зрізу завдяки періодичній зміні швидкості радіальної подачі не є джерелом порушення незатухаючих коливань. Із залежності (4.11) також витікає, що зі збільшенням швидкості різання  $V$  радіальна складова сили різання  $P_y$  зменшується. Це, за суттю, аналогічно спадаючій ділянці характеристики тертя, що є джерелом виникнення у системі автоколивань.

Із урахуванням коливань різця із швидкістю  $\dot{z}$  у тангенціальному напрямі, тобто у напрямі осі  $z$ , радіальна  $P_y$  і тангенціальна  $P_z$  складові сили різання опишуться:

$$P_y = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f^2 \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{pad}}{(V + \dot{z})}; \quad (4.14)$$

$$P_z = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{pad}}{(V + \dot{z})}. \quad (4.15)$$

Важливо провести оцінювання можливостей виникнення незатухаючих коливань у напрямі осі  $z$  під дією змінної сили  $P_z$ , що аналітично описується залежністю (4.15), представляючи її у вигляді:

$$P_z = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{pad}}{V} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\dot{z}}{V} \right) + \left( \frac{\dot{z}}{V} \right)^2 - \left( \frac{\dot{z}}{V} \right)^3 + \dots \right]. \quad (4.16)$$

Характер коливань у напрямі осі  $z$  описується диференціальним рівнянням (4.1), розглядаючи у ньому замість змінної  $y$  змінну  $z$ , а замість сили  $P_y$  – силу  $P_z$ . Виключаючи із рівняння (4.13) доданки, що визначають статичну рівновагу системи, отримано:

$$m \cdot \dot{y} + \left( \frac{-P_{z_1}}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{z} + \frac{P_{z_1}}{V^2} \cdot \dot{z}^2 - \frac{P_{z_1}}{V^3} \cdot \dot{z}^3 + c \cdot z = 0, \quad (4.17)$$

де  $P_{z_1} = 2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{S_{pad}}{V}$ .

За умови  $(P_{z_1}/V + k_1) < 0$  система перебуває у нестійкому стані – здійснює автоколивання. Це обумовлено нелінійністю диференціального рівняння (4.17). Таким чином показано, що зміна товщини зрізу може призвести до порушення незатухаючих коливань різця у тангенціальному напрямі. У зв'язку із цим важливо визначити амплітуду сталих коливань  $A_1$ , використовуючи метод енергетичного балансу та, припускаючи, що система здійснює гармонійні коливання:

$$z = A_1 \cdot \sin k\tau, \quad (4.18)$$

де  $k$  – власна частота системи, Гц.

Після підстановки виразу  $\dot{z} = A_1 \cdot k \cdot \cos k\tau$  у рівняння (4.18), за умови  $\tau = 0$  отримано:

$$\left( \frac{-P_{z_1}}{V} + k_1 \right) \cdot \dot{z} + \frac{P_{z_1}}{V^2} \cdot \dot{z}^2 - \frac{P_{z_1}}{V^3} \cdot \dot{z}^3 = 0. \quad (4.19)$$

Обмежуючись першими двома доданками у рівнянні (4.19), у першому наближенні маємо:

$$A_1 = \frac{1}{k} \cdot \left( V - \frac{k_1 \cdot V^2}{P_{z_1}} \right) = \frac{1}{k} \cdot \left( V - \frac{k_1 \cdot V^3}{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot S_{pad}} \right). \quad (4.20)$$

Виходячи із залежності (4.20), зменшити амплітуду коливань  $A_1$  можна збільшенням параметрів  $k$ ,  $k_1$  і зменшенням  $P_{z_1}$  шляхом зменшення параметрів  $f$ ,  $\nu$ ,  $D$ ,  $S_{pad}$ . Зі зміною швидкості різання  $V$  амплітуда коливань  $A_1$  змінюється за екстремальною залежністю. Екстремальні значення параметрів  $V$  і  $A_1$  визначають:

$$V_{екстр} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot S_{pad}}{3 \cdot k_1}}; \quad (4.21)$$

$$A_{1екстр} = \frac{2}{3 \cdot k_1} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot f \cdot \nu \cdot \pi \cdot D \cdot S_{pad}}{3 \cdot k_1}}. \quad (4.22)$$

Друга похідна функції  $A_1$  за величиною  $V$  у точці екстремуму  $V = V_{екстр}$  негативна, отже, має місце максимум функції  $A_1$  (рис. 4.2). Зменшити амплітуду коливань  $A_1$  можна зменшенням (у діапазоні  $V < V_{екстр}$ ) і збільшенням (у діапазоні  $V > V_{екстр}$ ) швидкості різання  $V$ . Дане рішення отримане для переднього кута інструмента  $\gamma = 0^\circ$ .

Якщо  $\gamma \neq 0^\circ$ , то маємо:

$$V_{екстр} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{см} \cdot tg(\varphi - \gamma) \cdot \epsilon \cdot \pi \cdot D \cdot S_{рад}}{3 \cdot k_1}}; \quad (4.23)$$

$$A_{1екстр} = \frac{2}{3 \cdot k_1} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{см} \cdot tg(\varphi - \gamma) \cdot \epsilon \cdot \pi \cdot D \cdot S_{рад}}{3 \cdot k_1}}. \quad (4.24)$$

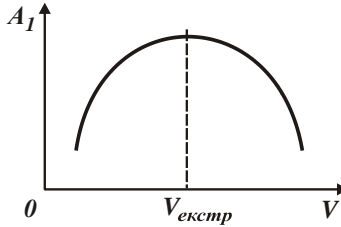


Рисунок 4.2 – Залежність амплітуди коливань  $A_1$  від швидкості різання  $V$

Як витікає із залежностей (4.23) і (4.24), чим більше кут  $\varphi$  і менше кут  $\gamma$ , тим більше параметри  $V_{екстр}$  і  $A_{1екстр}$ . За негативного переднього кута інструмента  $\gamma$  із його збільшенням параметри  $V_{екстр}$  й  $A_{1екстр}$  необмежено збільшуються, оскільки  $tg(\varphi + \gamma) \rightarrow \infty$ . Отже, під час різання необхідно зменшувати кут  $(\varphi - \gamma)$  шляхом зменшення коефіцієнта тертя на передній поверхні інструмента  $f$  (кута тертя  $\varphi$ ) і збільшення позитивного переднього кута  $\gamma$  (у тому числі, регулюючи величину затуплення леза інструмента).

Розглянемо умови виникнення коливань під час шліфування. Тангенціальна складова сили різання  $P_z$  за умови  $K_{ш} = K_{риз}$  визначається [65]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{сум} = \frac{2 \cdot \sigma_{см}}{K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (4.25)$$

де  $S_{сум} = Q/V_{кр}$  – сумарна миттєва площа поперечного зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м<sup>2</sup>;

$Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$V_{кр}$  – швидкість круга, м/с.

Під час круглого шліфування периферією круга продуктивність обробки  $Q$  визначається  $Q = S_0 \cdot V_{дем} \cdot t$ , де  $S_0$  – гранична подача, м/об. (ширина шліфування, м);  $V_{дем}$  – швидкість деталі, м/с;  $t$  – глибина шліфування, м. За умови виникнення коливань у тангенціальному напрямі із швидкістю  $\dot{z}$  мо-

жуть змінитися фактичні значення швидкостей деталі ( $V_{dem} + \dot{z}$ ) і круга ( $V_{кр} + \dot{z}$ ). Залежність (4.25) набуде вигляду:

$$P_z = \frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{K_{ш}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot (V_{dem} + \dot{z})}{(V_{кр} + \dot{z})}. \quad (4.26)$$

Як вже показано, зміна швидкості, що знаходиться у чисельнику, не призводить до порушення незатухаючих коливань. Автоколивання можуть виникнути у зв'язку зі зміною знаменника ( $V_{кр} + \dot{z}$ ). Тоді, за аналогією із отриманим рішенням (4.16) – (4.22), екстремальні значення швидкості круга  $V_{кр.екстр}$  і амплітуди автоколивань  $A_{1екстр}$  опишуться:

$$V_{кр.екстр} = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{K_{ш}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot V_{dem}}{3 \cdot k_1}}; \quad (4.27)$$

$$A_{1екстр} = \frac{2}{3 \cdot k} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{K_{ш}} \cdot \frac{S_0 \cdot t \cdot V_{dem}}{3 \cdot k_1}}. \quad (4.28)$$

Зменшити екстремальне значення амплітуди автоколивань  $A_{1екстр}$  можна збільшенням власної частоти системи  $k$ , коефіцієнта опору  $k_1$ , коефіцієнта шліфування  $K_{ш}$  і зменшенням продуктивності обробки  $Q = S_0 \cdot V_{dem} \cdot t$ . Коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$  під час шліфування описується залежністю [93]:

$$K_{ш} = \sqrt[3]{2 \cdot \frac{a}{R} \cdot \frac{\tau_{зсув}}{HV}}, \quad (4.29)$$

де  $a$  – товщина зрізу окремим зерном круга, м;

$R$  – радіус округлення вершини ріжучого зерна, м;

$\tau_{зсув}$ ,  $HV$  – відповідно, межа міцності на зсув і твердість (за Віккерсом)

оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Збільшити коефіцієнт шліфування  $K_{ш}$ , виходячи із залежності (4.29), можна збільшенням  $a$  і зменшенням  $R$ . Однак, збільшення товщини зрізу  $a$  припускає збільшення продуктивності обробки, що небажано із погляду зменшення амплітуди автоколивань. Отже, необхідно зменшувати радіус округлення вершини зерна  $R$ , наприклад, примусово видаляючи із поверхні круга зерна, що затупилися (методом правлення круга); застосовуючи як абразив синтетичні надтверді матеріали (СТМ), що характеризуються високою гостротою ріжучих кромки, а також застосовуючи відносно м'які зв'язки круга, що виключають затуплення різальних зерен у зв'язку із низькою міцністю втримання їх у крузі; ефективні технологічні середовища, що забезпечують

підвищення ріжучої здатності круга шляхом збільшення граничних значень  $a/R$ , за умови яких процес тертя і пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання із утворенням стружки.

Для сталей справедлива умова  $\sigma_{cm} \approx 2 \cdot \tau_{зсуб}$ . Отже, амплітуда автоколивань під час обробки сталей тим більше, чим більше межа міцності на стиск  $\sigma_{cm}$  і твердість  $HV$  оброблюваного матеріалу. Цим пояснюється установлення на практиці більш високий рівень коливань (вібрацій) під час шліфування важкооброблюваних матеріалів, що характеризуються збільшеними значеннями  $\sigma_{cm}$  і  $HV$  (особливо після термічної обробки деталей).

#### **4.2. Умови формування параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі**

Підвищення точності обробки є одним з основних найбільш актуальних і проблемних питань технології машинобудування [40; 49; 51; 53]. Незважаючи на надзвичайно велику кількість наукових праць, присвячених даному питанню, до теперішнього часу відсутнє достатньо повне фізико-математичне уявлення щодо закономірностей формування параметрів точності механічної обробки. Це обмежує науково обґрунтований вибір оптимальних варіантів обробки, пов'язаних із досягненням необхідних параметрів точності за умови максимально можливої продуктивності обробки. Тому подальший пошук нових теоретичних рішень із інтенсифікації процесу обробки і одночасного забезпечення високих показників точності та якості оброблюваних поверхонь є актуальним завданням. Виходячи із цього, важливо розробити теоретичний підхід до розрахунку та аналізу параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі.

**Математична модель формування пружних переміщень під час механічної обробки матеріалів.** Точність обробки залежить від багатьох чинників, обумовлених силою і температурою різання, способом базування деталі, жорсткістю верстата, інструмента, пристосування та ін. Як показує практика, визначальний вплив на точність обробки надає силовий чинник, що викликає похибки обробки у зв'язку із пружними переміщеннями, які виникають у технологічній системі:

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (4.30)$$

де  $P_y$  – радіальна складова сили різання, Н;  
 $c$  – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м.

Радіальна складова сили різання  $P_y$  визначається:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{piz}}, \quad (4.31)$$

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

$\sigma$  – умовне напруження різання, Па;

$S = Q_0 / V$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>;

$Q_0 = t \cdot S_{noz\delta} \cdot V$  – номінальна продуктивність обробки під час поздовжнього точіння, м<sup>3</sup>/с;

$t$  – глибина різання, м;

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

$V$  – швидкість різання, м/с.

Тоді в умовах однопрохідного різання із урахуванням залежностей (4.30) і (4.31), маємо:

$$y = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{t \cdot S_{noz\delta}}{c} = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{Q_0}{V} \cdot \frac{1}{c}. \quad (4.32)$$

Як витікає із залежності (4.32), пружне переміщення  $y$  тим менше, чим менше відношення  $\sigma / K_{piz}$ , продуктивність обробки  $Q_0$  і більше швидкість різання  $V$  та жорсткість технологічної системи  $c$ .

В умовах багатопрохідної обробки лінійне знімання матеріалу  $\Delta$  визначиться:

$$\Delta = n \cdot t - y, \quad (4.33)$$

де  $n = \tau / \tau_0$  – поточна кількість проходів (під час поздовжнього точіння) або кількість обертів деталі (під час радіального точіння);

$\tau$  – поточний час, с;

$\tau_0 = \pi \cdot D_{dem} / V$  – час одного оберту деталі під час радіального точення або

$\tau_0 = l_{dem} / S_{noz\delta}$  – час одного проходу під час поздовжнього точіння, с;

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

$l_{dem}$  – довжина ходу під час поздовжнього точіння, м.

Із урахуванням залежності  $\Delta = \mathcal{G} / \pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem}$  (де  $\mathcal{G}$  – об'єм знятого матеріалу, м<sup>3</sup>), поточного значення продуктивності обробки  $Q = \frac{d\mathcal{G}}{d\tau}$  та залежності (4.32), рівняння (4.33) набуде вигляду [51]:

$$\frac{d\mathcal{G}}{d\tau} + M \cdot \mathcal{G} = N \cdot \tau, \quad (4.34)$$

де  $M = \frac{V \cdot K_{piz} \cdot c}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}$ ;  $N = \frac{V^2 \cdot K_{piz} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{dem} \cdot \sigma}$ .

Використовуючи відоме рішення даного класу диференціальних рівнянь, визначено параметр  $\mathcal{G}$ :

$$\begin{aligned} \mathcal{G} &= \left[ \int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{M \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot d\tau} = \\ &= \left[ \int N \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \tau \cdot d\tau + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau} = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left( \tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \end{aligned} \quad (4.35)$$

Відповідно, продуктивність обробки  $Q = \frac{d\mathcal{G}}{d\tau}$  визначиться:

$$Q = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (4.36)$$

Постійна інтегрування  $C_1$  визначається із початкової умови  $y(\tau=0)=0$  із урахуванням залежностей (4.35) і (4.32), розглядаючи в останній замість параметра  $Q_0$  параметр  $Q$ :

$$C_1 = \frac{N}{M}. \quad (4.37)$$

Після підстановки залежності (4.46) у залежності (4.35) і (4.36), отримано залежності для визначення об'єму знятого матеріалу  $\mathcal{G}$ , поточних значень продуктивності обробки  $Q$  та пружного переміщення  $y$ :

$$\mathcal{G} = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \right); \quad (4.38)$$

$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \right); \quad (4.39)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \right). \quad (4.40)$$

Продуктивність обробки  $Q$  та пружне переміщення  $y$  із часом обробки збільшуються, асимптотично наближаючись до сталих значень  $Q_0$  і  $y_{cm}$  (рис. 4.3). Величина  $y_{cm}$  визначається із залежності (4.32), тобто

$$y_{cm} = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{Q_0}{V} \cdot \frac{1}{c}. \quad (4.41)$$

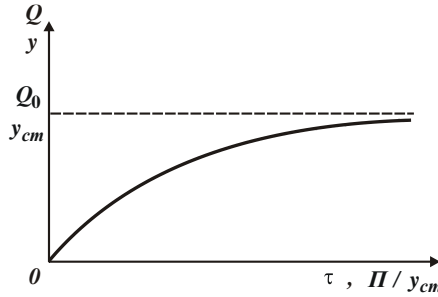


Рисунок 4.3 – Залежності продуктивності обробки  $Q$  і пружного переміщення  $y$  від часу обробки  $\tau$  (або відношення  $\Pi / y_{cm}$ )

Під час поздовжнього точіння  $\tau = n \cdot \tau_0 = \frac{\Pi}{t} \cdot \frac{l_{dem}}{S_{nozod}}$ , де  $\Pi$  – припуск, що знімається, м. Тоді залежності (4.39) і (4.40) із урахуванням залежності (4.41) набувають вигляду:

$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} \right); \quad (4.42)$$

$$y = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} \right). \quad (4.43)$$

У даному випадку змінною величиною є відношення  $\Pi / y_{cm}$ . Зі збільшенням цієї величини продуктивність обробки  $Q$  та пружне переміщення  $y$  збільшуються, асимптотично наближаючись до сталих значень  $Q_0$  і  $y_{cm}$  (рис. 4.3). Отже, збільшити продуктивність обробки  $Q$  можна завдяки збільшенню відношення  $\Pi / y_{cm}$ , тобто завдяки збільшенню припуску  $\Pi$ , що знімається, або зменшенню величини  $y_{cm}$ .

Зменшити пружне переміщення  $y$  можна зменшенням припуску  $\Pi$ . Це зменшує час обробки.

За умови  $\Pi / y_{cm} > 3$  другий доданок у залежності (4.43) стає нескінченно малим і виконується умова  $y \cong y_{cm}$ , тобто пружне переміщення  $y$  не за-



лежить від припуску  $\Pi$ , що знімається. Виходячи із цього, слід розглядати два діапазони зміни величини  $y$ :  $\Pi < 3y$  і  $\Pi > 3y$ . У першому діапазоні справедлива нерівність  $y < y_{cm}$  (відповідно,  $Q < Q_0$ ). У другому діапазоні справедлива умова  $y \cong y_{cm}$  (відповідно,  $Q \cong Q_0$ ). На практиці, головним чином, має місце випадок  $\Pi > 3y$ .

Зменшення величини  $y_{cm}$ , виходячи із залежності (4.43), неоднозначно впливає на характер зміни величини  $y$ , оскільки перший множник зменшується, а другий, укладений в дужки, збільшується. Для оцінювання впливу величини  $y_{cm}$  на  $y$ , слід ввести нову безрозмірну змінну  $\alpha = \Pi / y_{cm}$ . Тоді залежність (4.43) виразиться:

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}). \quad (4.44)$$

Характер зміни величини  $y$  від  $\alpha$  для  $\Pi = 1$  показано на рис. 4.4.

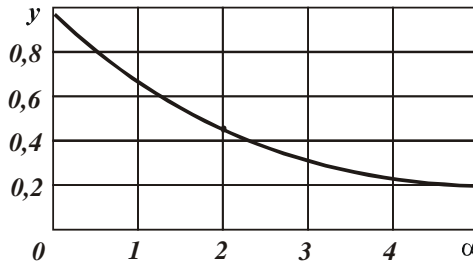


Рисунок 4.4 – Залежність величини пружного переміщення  $y$  від безрозмірної змінної  $\alpha$

Як видно, зі збільшенням  $\alpha$  величина  $y$  зменшується. Це відповідає зменшенню величини  $y$  зі зменшенням  $y_{cm}$ . Отже, основною умовою зменшення пружного переміщення під час обробки  $y$  є зменшення величини  $y_{cm}$ , яка визначається залежністю (4.41).

Розкладемо експонентну функцію у степеневий ряд:

$$e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (4.45)$$

Тоді залежність (4.43) набуде вигляду:

$$y = \Pi \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\Pi}{y_{cm}} + \frac{1}{6} \cdot \left( \frac{\Pi}{y_{cm}} \right)^2 - \dots \right). \quad (4.46)$$

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

**Загальне рішення диференціального рівняння інтенсивності знімання матеріалу із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі.** Вище наведено аналіз рішення диференціального рівняння (4.34) із урахуванням початкової умови  $y(\tau=0)=0$ . Якщо прийняти початкову умову у вигляді  $y(\tau=0)=y_0$ , то отримаємо спільне рішення диференціального рівняння (4.34). У цьому випадку постійна інтегрування  $C_1$  із урахуванням залежності (4.36) визначиться:

$$C_1 = \frac{N}{M} - \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{M \cdot \sigma}. \quad (4.47)$$

Після підстановки залежності (4.47) у залежності (4.35) і (4.36), отримаємо залежності для визначення об'єму знятого матеріалу  $\mathcal{Q}$ , поточних значень продуктивності обробки  $Q$  та пружного переміщення  $y$  [104]:

$$\mathcal{Q} = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} + \left( \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} - \pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}; \quad (4.48)$$

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}; \quad (4.49)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} - \left( \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c} - y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}. \quad (4.50)$$

Слід ввести позначення:  $y_{cm} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V \cdot K_{piz} \cdot c}$ ;  $\bar{\beta} = \frac{V \cdot K_{piz} \cdot c}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}$ .

Тоді залежності (4.49) і (4.50) приймуть вигляд:

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}; \quad (4.51)$$

$$y = y_{cm} - (y_{cm} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}. \quad (4.52)$$

Характер зміни параметрів  $Q$  і  $y$  із часом обробки показано на рис. 4.5.

За умов  $Q_0 < \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$  і  $y_{cm} < y_0$  виконуються умови  $Q > Q_0$ ,  $y > y_{cm}$  (крива 1).

За умов  $Q_0 > \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$  і  $y_{cm} > y_0$  виконуються умови  $Q < Q_0$ ,  $y < y_{cm}$  (крива 3).

За умов  $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$  і  $y_{cm} = y_0$  виконуються умови  $Q = Q_0$ ,  $y = y_{cm}$  (крива 2).

Середня продуктивність обробки за час  $\tau_1$  для трьох кривих, показаних на рис. 4.5, буде різна. Так, якщо через фіксовану точку із координатами  $Q$ ,  $\tau_1$ , провести сімейство кривих  $Q - \tau$ , то найбільша середня продуктивність обробки матиме місце за умови  $y_{cm} < y_0$ , а найменша – за умови  $y_0 = 0$ .

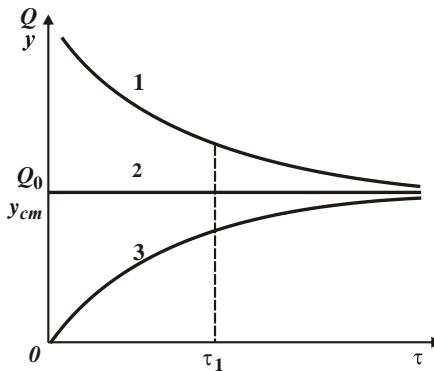


Рисунок 4.5 – Залежності продуктивності обробки  $Q$  та пружного переміщення  $y$  від часу обробки  $\tau$

Чим більше величина  $y_0$ , тим більше середня продуктивність обробки. Із перетвореної залежності (4.52)

$$y = y_{cm} \cdot [1 - e^{(-\beta \cdot \tau)}] + y_0 \cdot e^{(-\beta \cdot \tau)} \quad (4.53)$$

витікає, що найбільше значення  $y_0$  (для заданих значень  $y$  і  $\tau = \tau_1$ ) досягається за умови  $y_{cm} = 0$ . Отже, найбільш продуктивною схемою обробки із

урахуванням обмеження за точністю обробки (яка визначається величиною пружного переміщення  $y$ ) є жорстка схема без поперечної подачі ( $Q_0 = 0$ ) із початковим натягом  $y_0$  в технологічній системі. Поточні значення  $Q$  і  $y$  в даному випадку визначаються залежностями:

$$Q = \left( \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}; \quad (4.54)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}. \quad (4.55)$$

Чим більше значення  $V$ ,  $K_{piz}$ ,  $c$  і менше  $y_0$ ,  $D_{dem}$ ,  $l_{dem}$ ,  $\sigma$ , тим швидше досягається задана точність обробки. Очевидно, найбільше значення  $y_0$  може дорівнювати величині припуску  $\Pi$ , що знімається. Для виконання цієї умови, виходячи із залежності (4.54), необхідно, щоб максимально можлива продуктивність обробки  $Q$ , обумовлена ріжучими властивостями інструмента, дорівнювала або була порівняна зі значенням  $\frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}$  за умови  $\tau = 0$ .

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

Із урахуванням стійкості процесу різання (зокрема, процесу шліфування) у часі ефективно також реалізувати випадок  $Q = Q_0$ , тобто умову

$$Q_0 = \frac{y_0 \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{\sigma}. \quad \text{Зокрема, для процесу шліфування умова}$$

$$Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\sigma}. \quad \text{Існують два шляхи її здійснення:}$$

1. Прискорене урізання шліфувального круга в оброблювану деталь до створення необхідного натягу  $y_0$  в технологічній системі, а потім шліфування із номінальною продуктивністю обробки  $Q = Q_0$  (етап чорнового шліфування). Для забезпечення необхідної точності обробки, що дорівнює величині  $y$ , необхідно зменшити натяг у технологічній системі від значення  $y_0$  до значення  $y$ . Це досягається введенням етапу виходжування (шліфування з відключеною поперечною подачею, тобто  $Q_0 = 0$ ). Таким чином, встановлено, що відомий автоматизований цикл круглого зовнішнього шліфування (крива 1, рис. 4.6 [35; 36] включає етап прискореного урізання шліфувального круга в оброблювану деталь (ділянка АВ), потім етап чорнового шліфування

(ділянка BC) та етап виходжування (ділянка CE). На рис. 4.6 показано також характер зміни пружного переміщення із часом обробки для несталого процесу шліфування (крива 2).

2. Шліфування за пружною схемою з фіксованим радіальним зусиллям, де  $V_{кр}$  – швидкість шліфувального круга, м/с.

Таким чином, кардинальним вирішенням проблеми підвищення продуктивності обробки за недостатньою жорсткістю технологічної системи є застосування автоматизованих циклів шліфування за жорсткою схемою із попереднім створенням натягу величиною  $y_0$ , а також застосування пружної схеми шліфування із фіксованим радіальним зусиллям.

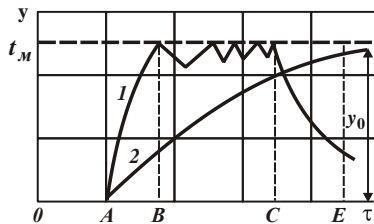


Рисунок 4.6 – Характер зміни пружного переміщення із часом обробки: 1 – автоматизований цикл шліфування; 2 – несталий процес шліфування

**Формування параметрів точності обробки з урахуванням похибки форми заготовки.** В умовах знімання нерівномірного припуску (похибки форми заготовки) важливо забезпечити точність обробленої деталі. Нехай мінімальний припуск дорівнює  $\Pi_{min}$ , а максимальний –  $\Pi_{max}$ . Виходячи із залежності (4.43), мінімальне  $y_{min}$  і максимальне  $y_{max}$  значення похибки обробки, які викликані пружним переміщенням у технологічній системі визначаються:

$$y_{min} = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} \right); \quad (4.56)$$

$$y_{max} = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right). \quad (4.57)$$

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

$$\Delta y = y_{cm} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \cdot \left( e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{cm}}} - 1 \right), \quad (4.58)$$

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

Як видно, чим більше похибка форми заготовки  $\Delta \Pi$ , тим більше похибка форми обробленої деталі  $\Delta y$ . За умови  $\Delta \Pi = 0$  виконується умова  $\Delta y = 0$ . За заданому значенні  $\Delta \Pi$  зменшити величину  $\Delta y$  можна збільшенням величини  $\Pi_{max}$ . Для оцінювання впливу величини  $y_{cm}$  на  $\Delta y$  залежність (4.58) слід перетворити із урахуванням  $\alpha = \Pi_{max} / y_{cm}$ :

$$\Delta y = \frac{\Pi_{max}}{\alpha} \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[ e^{\frac{\alpha \cdot \Delta \Pi}{\Pi_{max}}} - 1 \right]. \quad (4.59)$$

За постійних значень  $\Pi_{max}$ ,  $\Delta \Pi = const$  зі збільшенням коефіцієнта  $\alpha$  (що відповідає зменшенню величини  $y_{cm}$ ) значення функції  $\Delta y / \Pi_{max}$ , яке визначається залежністю (4.59), зменшується (рис. 4.7). Отже, зменшити величину  $\Delta y$  можна зменшенням величини  $y_{cm}$ .

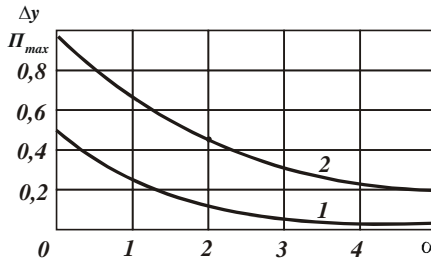


Рисунок 4.7 – Залежність  $\Delta y / \Pi_{max}$  від  $\alpha$ :

1 –  $\Delta \Pi / \Pi_{max} = 0,01$ ; 2 –  $\Delta \Pi / \Pi_{max} = 0,5$

За забезпеченням вимог точності розміру  $y_{max}$  і форми обробленої деталі  $\Delta y$  оптимальні умови обробки необхідно визначати із системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{max} = y_{cm} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right] \\ \Delta y = y_{cm} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \cdot \left[ e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{cm}}} - 1 \right] \end{cases} \quad (4.60)$$

У системі рівнянь (4.60) значення параметрів  $y_{max}$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta \Pi$  – задано, необхідно визначити значення  $\Pi_{max}$  і  $y_{cm}$ . Для цього перше рівняння слід розв'язати відносно функції  $e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}}$  і отриманий вираз підставити у друге рівняння:

$$\frac{\Delta y}{y_{cm} - y_{max}} = e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{cm}}} - 1. \quad (4.61)$$

Із отриманого рівняння (4.61) чисельним методом визначаються значення  $y_{cm}$ , а із першого рівняння системи (4.60) – значення  $\Pi_{max}$ .

**Умови виправлення похибки форми заготовки.** Залежність (4.58) можна виразити:

$$\Delta y = y_{cm} \cdot \left( e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} \right). \quad (4.62)$$

Розкладемо експоненціальні функції у степеневий ряд:

$$e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots; \quad (4.63)$$

$$e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{cm}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (4.64)$$

Обмежуючись трьома першими складовими у розкладах (4.63) і (4.64), залежність (4.62) набуде вигляду:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{\Pi_{cp}}{y_{cm}} \right), \quad (4.65)$$

$$\text{де } \Pi_{cp} = \frac{\Pi_{min} + \Pi_{max}}{2};$$

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

Виходячи із наближеної залежності (4.65), величина  $\Delta y$  тим менше, чим менше  $\Delta \Pi$ ,  $y_{cm}$  і більше  $\Pi_{cp}$ .

Виразимо величину  $y_{cm}$  залежністю (4.41), тоді:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (4.66)$$

У загальному випадку зменшити величину  $\Delta y$  можна зменшенням параметрів  $\Delta\Pi$ ,  $Q_0$ ,  $\sigma$  і збільшенням  $P_{cp}$ ,  $V$ ,  $K_{piz}$ ,  $c$ .

За певних значень  $V$ ,  $K_{piz}$ ,  $\sigma$ ,  $Q_0$ , незалежно від значень  $\Delta\Pi$ ,  $P_{cp}$  і  $c$ , другий множник у залежності (4.66) може бути зменшений до нуля. Чим більше  $P_{cp}$  і менше  $\Delta\Pi$ , тим простіше забезпечити необхідну точність обробки  $\Delta y$ .

За невеликому значенні  $P_{cp}$  необхідно зменшити продуктивність обробки  $Q_0$  і збільшити швидкість різання  $V$ .

Другий множник залежності (4.66), за суттю, є функцією передачі між похибкою форми заготовки  $\Delta\Pi$  і похибкою форми обробленої деталі  $\Delta y$ . Чисельно передавальна функція менше одиниці.

За певних значень передавальної функції, близькою до одиниці, виконується умова  $\Delta y \rightarrow \Delta\Pi$ , тобто має місце копіювання у процесі обробки похибки форми заготовки.

Це відбувається за невеликих значень  $P_{cp}$ ,  $V$ ,  $K_{piz}$ ,  $c$  і відносно великих значень  $Q_0$  і  $\sigma$ , наприклад, під час різання недостатньо гострим інструментом.

Передавальна функція відповідає прийнятому в технології машинобудування [40] коефіцієнту уточнення похибки  $k_y$ , рівному

$$k_y = \frac{\Delta y}{\Delta\Pi} = \left( 1 - \frac{P_{cp} \cdot V \cdot K_{piz} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (4.67)$$

Зворотня величина називається уточненням  $l_y$ . У більшості випадків  $l_y > 1$ . Отже, зі збільшенням тривалості обробки (що відповідає збільшенню  $P_{cp}$ ) знижується похибка, і підвищується точність обробки. Це узгоджується із залежністю (4.67), оскільки зі збільшенням  $P_{cp}$  другий множник зменшується і зменшує величину  $\Delta y$ .

**Виправлення похибки форми заготовки під час обробки без поперечної подачі з початковим натягом, виникаючим у технологічній системі (на етапі виходжування).** Приймаючи у залежності (4.55) натяг в технологічній системі  $y_0$ , рівним, відповідно, мінімальному  $P_{min}$  і максимальному  $P_{max}$  значенням припуску, що знімається, похибка форми заготовки опишеться:



$$\begin{cases} y_{min} = \Pi_{min} \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \end{cases} \quad (4.68)$$

або

$$\Delta y = y_{max} - y_{min} = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \quad (4.69)$$

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

Із часом обробки  $\tau$  величина  $\Delta y$  зменшується тим швидше, чим менше  $\Delta \Pi$  і більше параметри  $V$ ,  $K_{piz}$ ,  $c$ .

За умови одночасного виконання вимог за точністю форми і розміру обробленої деталі (тобто досягненні необхідних значень  $y_{max}$  і  $\Delta y$ ), визначення невідомих значень  $\Pi_{max}$  і  $\tau$  необхідно здійснювати на основі рішення системи рівнянь:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}} \end{cases} \quad (4.70)$$

Якщо позначити  $x_1 = \frac{V \cdot K_{piz} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}$ , то система рівнянь прийме

вигляд:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-x_1}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-x_1}. \end{cases} \quad (4.71)$$

У системі рівнянь (4.71) величина  $\Delta \Pi$  задана, необхідно визначити величини  $\Pi_{max}$  і  $x_1$ . Після деяких перетворень, маємо:

$$\Pi_{max} = y_{max} \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}, \quad (4.72)$$

$$x_1 = \ln \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}. \quad (4.73)$$

Як витікає із залежностей (4.72) і (4.73), значення  $\Pi_{max}$  і  $x_1$  цілком однозначно визначаються співвідношенням  $\Delta \Pi / \Delta y$ . Із його збільшенням значення  $\Pi_{max}$  і  $x_1$  збільшуються.

Час обробки  $\tau$  дорівнює

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma \cdot x_1}{V \cdot K_{\text{різ}} \cdot c} \quad (4.74)$$

Зі збільшенням величини  $x_1$  (зі збільшенням відношення  $\Delta\Pi/\Delta y$ ) час обробки  $\tau$  також збільшується. Зменшити його можна збільшенням параметрів  $V$ ,  $K_{\text{різ}}$ ,  $c$  і зменшенням умовного напруження різання  $\sigma$ .

Таким чином, у роботі розроблено математичну модель формування параметрів точності обробки і обґрунтовано основні шляхи інтенсифікації процесів різання із урахуванням вимог за точністю обробки.

### 4.3. Визначення умов підвищення точності та продуктивності механічної обробки

Як зазначалося у п. 4.2, завдання підвищення точності та продуктивності механічної обробки є важливими для технології машинобудування. У роботах [51; 93; 101; 104; 105] запропоновано теоретичний підхід до вирішення цих завдань. Аналітично встановлено, що із часом обробки за схемою виходжування можна зменшити пружні переміщення у технологічній системі практично до нуля й наблизитися до ідеальної точності оброблюваної поверхні. Однак реалізувати цю умову утруднено, що пов'язано із високою силовою напруженістю процесу різання під час абразивної обробки. Тому слід визначити умови підвищення точності та продуктивності механічної обробки на основі досліджень силової напруженості процесу обробки.

У роботі [105] отримано аналітичні залежності для визначення продуктивності обробки  $Q$  та величини пружного переміщення  $y$  в технологічній системі за схемою виходжування:

$$Q = \frac{\Pi}{\left( \frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \sigma} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V} \right)}; \quad (4.75)$$

$$y = \frac{\Pi}{\left( 1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \sigma} \cdot \frac{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}{\sigma} \right)}, \quad (4.76)$$

де  $\tau$  – час обробки, с;  
 $\sigma$  – ширина різання, м;  
 $D_{\text{дет}}$  – діаметр оброблюваної деталі, м;  
 $V$  – швидкість різання, м/с;

$c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м;

$\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

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

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

Відношення  $K_{piz} / \sigma$  визначається залежністю [105]:

$$\frac{K_{piz}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{зсуг}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho}\right)^2}, \quad (4.77)$$

де  $HV, \tau_{зсуг}$  – відповідно, твердість (за Вікерсом) і межа міцності на зсув оброблюваного металу, Н/м<sup>2</sup>;

$a_z$  – товщина зрізу під час абразивної обробки, м;

$\rho$  – радіус округлення ріжучої кромки інструмента, м.

У залежність (4.77) входить відома величина  $a_z / \rho$ , яка визначає умови переходу від пружно-пластичного деформування оброблюваного металу до процесу різання. Процес стружкоутворення (процес різання) починається за умови  $a_z / \rho \geq 0,04$  (за даними професора Богомолова М. І.). Під час різання із меншими значеннями  $a_z / \rho$  відбувається лише пружно-пластичне деформування оброблюваного металу без утворення стружки.

Розглянемо процес виходжування, що реалізовується під час радіального точіння. Виразимо продуктивність обробки  $Q$  у вигляді  $Q = a \cdot v \cdot V$ , де  $a = a_z$  – товщина зрізу, м;  $v$  – ширина зрізу, м. Тоді залежність (4.75), із урахуванням залежності (4.77), набуде вигляду:

$$\frac{\tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot v} \cdot Q + \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсуг} (\rho \cdot v \cdot V)^2} \cdot Q^{\frac{1}{3}} - \Pi = 0. \quad (4.78)$$

У результаті прийшли до трансцендентного рівняння відносно невідомої величини  $Q$ . Розв'язати дане рівняння можна лише чисельним методом, задаючи цілком конкретні значення всіх вхідних у рівняння величин і підбором визначаючи шукане значення продуктивності обробки  $Q$ . Однак, таким чином можна отримати часткові рішення. Для того, щоб отримати загальне рішення, слід розв'язати рівняння (4.78) відносно часу обробки  $\tau$ :

$$\tau = \frac{1}{\frac{2}{Q^3}} \cdot \left[ \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot v \cdot \Pi}{Q^{\frac{1}{3}}} - \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \tau_{зсуг} \cdot (\rho \cdot v \cdot V)^2} \right]. \quad (4.79)$$

У результаті прийшли до аналітичної залежності (4.79), що пов'язує дві змінні величини  $\tau$  і  $Q$ . Як видно, зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  час обробки  $\tau$  безперервно зменшується (рис. 4.8,а). Із цього можна зробити висновок: зі збільшенням часу обробки в умовах виходжування продуктивність обробки  $Q$  зменшується. Отже, зменшується й товщина зрізу  $a = Q/(\sigma \cdot V)$  (рис. 1.8,б).

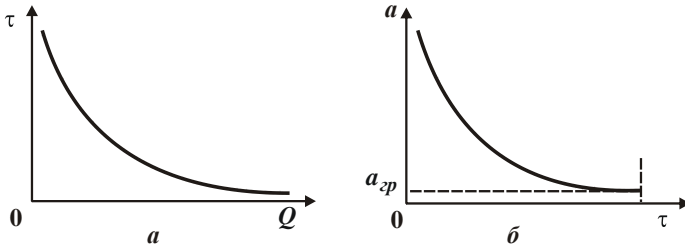


Рисунок 1.8 – Залежності  $\tau$  від  $Q$  (а) та  $a$  від  $\tau$  (б)

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

Із урахуванням важливості даних результатів, слід отримати аналітичне рішення рівняння (1.78), приймаючи за певними припущеннями у другому доданку замість  $Q^{1/3}$  величину  $Q^{1/2}$ . У результаті отримано квадратне рівняння:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{1/2} - P = 0 \quad (4.80)$$

або

$$x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{P}{M} = 0, \quad (4.81)$$

де  $x^2 = Q$ ;

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

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

Рішення квадратного рівняння (4.81):

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}. \quad (4.82)$$

Як витікає із залежності (4.82), зі збільшенням часу обробки  $\tau$  (зі збільшенням параметра  $M$ ) продуктивність обробки  $Q$  зменшується. Зменшуються також товщина зрізу  $a = Q/(\epsilon \cdot V)$ , відношення  $a/\rho$  і  $K_{piz}/\sigma$ . При цьому товщина зрізу  $a$  і відношення  $K_{piz}/\sigma$  описуються залежностями:

$$a = \frac{1}{\epsilon \cdot V \cdot \sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}; \quad (4.83)$$

$$\frac{K_{piz}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \frac{1}{\epsilon^2 \cdot V^2 \cdot \rho^2 \left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}. \quad (4.84)$$

Якщо підставити залежність (4.84) у залежність (4.76), то видно, що із часом обробки  $\tau$  величина пружного переміщення  $y$  зменшується. Отже, характер зміни відношення  $K_{piz}/\sigma$  із часом обробки  $\tau$  не вносить принципових змін у закономірності зміни величини  $y$ . Разом із тим, зі зменшенням товщини зрізу  $a$  зменшується відношення  $a/\rho$ . Зі зменшенням відношення  $a/\rho$  до значення 0,04 процес різання припиниться, що не дозволить виконати умову  $y \rightarrow 0$ , відповідно до залежності (4.76). Із цього витікає, що основною перешкодою досягнення високої точності обробки є зменшення відношення  $a/\rho$  нижче граничного значення, за яким процес різання припиняється і знімання металу не відбувається.

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

У процесі обробки необхідно, щоб виконувалася умова  $a/\rho \geq 0,04$  зі зменшенням величини пружного переміщення  $y$  до значення граничної товщини зрізу, рівної  $a_{zp} = 0,04 \cdot \rho$  (тобто протягом усього часу обробки). Тому слід встановити час обробки  $\tau$ , за який величина пружного переміщення  $y$  зменшиться до значення граничної товщини зрізу. Для цього у залежність (4.76) необхідно підставити залежність (4.77) із урахуванням  $y = a_{zp} = a$  і  $a_{zp} = 0,04 \cdot \rho$ . Тоді

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{dem} \cdot \epsilon}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсуб}} \cdot \left( \frac{\Pi}{a} - 1 \right) \quad (4.85)$$

або

$$\tau = \frac{2 \cdot \pi \cdot D_{dem} \cdot \epsilon}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{зсуб}} \cdot \left( \frac{\Pi}{0,04 \cdot \rho} - 1 \right). \quad (4.86)$$

Із наведених залежностей (4.85) і (4.86) витікає, що час обробки  $\tau$  тим менше, чим менше параметри  $D_{dem}$ ,  $\epsilon$ ,  $HV$ ,  $\tau_{зсуб}$ ,  $\Pi$  і більше параметри  $c$ ,  $V$  і  $a$  (або  $\rho$ ). За цей час  $\tau$ , за виконання умови  $\frac{a}{\rho} = \frac{y}{\rho} \geq 0,04$ , величину пружного переміщення  $y$  можна зменшити до значення  $y = 0,04 \cdot \rho$ .

Якщо радіусом округлення різальної кромки інструмента  $\rho$  розглядати радіус абразивного або алмазного ріжучого зерна  $R$  під час абразивної або алмазно-абразивної обробки, то за формулою  $y = 0,04 \cdot R$  можна розрахувати величину  $y$  залежно від зернистості  $\bar{X} = 2 \cdot R$  абразивного або алмазного порошку. У табл. 4.1 наведено розрахункові значення величини  $y$ .

Таблиця 4.1 – Розрахункові значення величини  $y$

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

Із залежностей (4.83) і (4.86) витікає, що із часом обробки  $\tau$  величини  $a$  і  $y$  безперервно зменшуються, проте, з різною інтенсивністю. Так, інтенсивність зменшення величини  $y$  вище інтенсивності зменшення товщини зрізу  $a$ . Цим і пояснюється можливість зменшення величини  $y$  в процесі обробки аж до нуля. За фізичною сутністю параметр  $a$  під час абразивної обробки визначає максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні

або параметр шорсткості обробки  $R_{max}$ . Із цього витікає, що із часом обробки параметр  $R_{max}$  повинен зменшуватися, причому із меншою інтенсивністю, ніж величина пружного переміщення  $y$ . Це узгоджується із численними експериментальними даними, згідно із якими параметри шорсткості обробки  $R_{max}$  і  $R_a$  із часом обробки зменшуються, проте не достатньо інтенсивно. Наприклад, встановлено, що у процесі виходжування (під час шліфування) відбувається достатньо інтенсивне знімання невіддаленого металу (зменшується величина  $y$ ) в часі, тоді як параметр шорсткості обробки  $R_{max}$  зменшується несуттєво, а через певний час обробки стає майже постійним.

Отже, за умов нормального здійснення процесу обробки величина  $y$  прагне прийняти значення, рівне товщині зрізу  $a$ , що рівнозначно параметру шорсткості обробки  $R_{max}$ , тобто за суттю, процес виходжування повинен забезпечити рівність значень параметрів  $y$  і  $R_{max}$ . Якщо процес різання (через невиконання умови  $a_z/\rho \geq 0,04$ ) припиниться раніше, то справедлива нерівність  $y > R_{max}$ . На рис. 4.9 показано характер зміни параметрів  $y$  і  $a = R_{max}$  із часом обробки (заштрихованим показана величина  $a$ ).

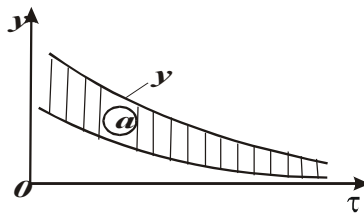


Рисунок 4.9 – Залежність  $y$  від  $\tau$

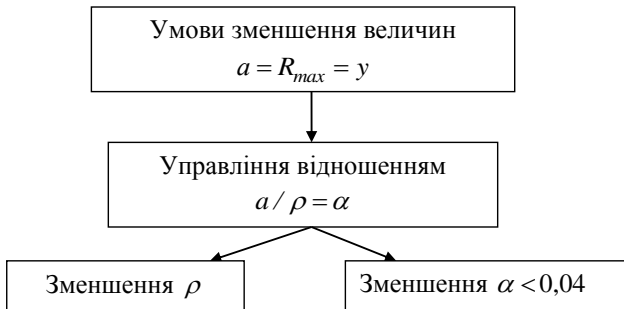


Рисунок 4.10 – Умови зменшення величин  $a = R_{max} = y$

Таким чином, встановлено, що у кінцевому підсумку величина пружного переміщення  $y$  і параметр шорсткості обробки  $R_{max}$  визначаються за умови  $a_z / \rho = 0,04$ , розглядаючи  $a = R_{max} = y$ . Зменшити значення  $a = R_{max} = y$  можна двома шляхами: зменшенням радіуса округлення різальної кромки  $\rho$  і граничного значення  $a_z / \rho$ , за яким можливий процес стружкоутворення (процес різання), рис. 4.10. У першому випадку необхідно використати методи, які забезпечують безперервне мікроруйнування різальних кромки абразивних або алмазних зерен у процесі обробки, що виключають затуплення зерен. У другому випадку необхідно використати методи обробки, які дозволяють зменшити граничне значення  $a_z / \rho$ , за яким можливий процес різання, тобто методи, що розширюють межі здійснення процесу різання.

#### 4.4. Обґрунтування шляхів підвищення точності та продуктивності фінішної механічної обробки

Під час виготовлення відповідальних деталей машин найбільш важливою проблемою, як вже зазначалося у п. 4.2 і п. 4.3, залишається проблема забезпечення високої точності оброблюваних поверхонь [93]. І це незважаючи на те, що у виробництві використовують достатньо досконалі верстати, інструменти, технологічні процеси. Дана проблема обумовлена, перш за все, наявністю пружної системи верстата – джерела виникнення пружних переміщень і коливань, що викликають похибки обробки. Виключити пружну систему верстата із технологічного процесу обробки практично неможливо. Тому основним шляхом підвищення точності обробки слід розглядати управління пружними переміщеннями та коливаннями під час обробки [49].

Відомо, що пружне переміщення  $y$  в технологічній системі у радіальному напрямі дорівнює відношенню радіальної складової сили різання  $P_y$  і наведеної жорсткості системи  $c$ . Необмежено зменшуючи силу  $P_y$ , можна реалізувати умову  $y \rightarrow 0$ . Однак це вимагає суттєвого зменшення продуктивності обробки, що не завжди ефективно. У загальному вигляді сила  $P_y$  аналітично описується [93]:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot S, \quad (4.87)$$

де  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;



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

$P_z$  – тангенціальна складова сили різання, Н;

$S$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>.

Наприклад, під час шліфування  $S = Q / V_{кр}$ , де  $Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;  $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с.

Виходячи із залежності (4.87), зменшити радіальну складову сили різання  $P_y$  без зменшення параметра  $S$  (або продуктивності обробки  $Q$ ) можна зменшенням відношення  $\sigma / K_{piz}$ , що визначає інтенсивність силової напруженості механічної обробки. Дане відношення пов'язано із відомим відношенням  $a_z / R$  обернено пропорційною залежністю, де  $a_z$  – товщина зрізу, м;  $R$  – радіус округлення вершини ріжучого зерна (або ріжучого інструмента). Отже, чим більше  $a_z$  і менше  $R$ , тим менше відношення  $\sigma / K_{piz}$ . Оскільки параметр  $a_z$  лінійно пов'язаний із площею поперечного перерізу зрізу  $S$ , зменшити радіальну складову сили різання  $P_y$  (без зменшення  $S$ ) можна зменшенням параметра  $R$ , забезпечуючи високу гостроту ріжучого інструмента. Це досягається, в першу чергу, застосуванням лезових і абразивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів, які характеризуються надзвичайно високою твердістю та зносостійкістю.

Після перетворення залежності (4.87) величину пружного переміщення  $y$  можна подати у вигляді:

$$y = \frac{b}{c} \cdot (4 \cdot R \cdot HV)^{0,67} \cdot (a_z \cdot \tau_{зсув})^{0,33}, \quad (4.88)$$

де  $b$  – ширина різання, м;

$c$  – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

$HV$ ,  $\tau_{зсув}$  – відповідно, твердість і межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м<sup>2</sup>.

Із залежності (4.88) витікають основні умови зменшення величини  $b$ , які полягають у зменшенні параметрів  $b$ ,  $R$ ,  $a_z$  і збільшенні  $c$ . Найбільше впливають на величину пружного переміщення  $y$  параметри  $b$  і  $c$ . Однак, зменшення параметрів  $b$  і  $a_z$  пов'язане зі зменшенням продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати  $c$  і зменшувати  $R$ , як зазначалося раніше.

Під час шліфування радіус округлення вершини ріжучого зерна  $R$  пов'язаний лінійною залежністю із розміром зерна абразивного або алмазного порошку, які використовують під час алмазно-абразивної обробки. Тому най-

важливішою умовою підвищення точності обробки необхідно розглядати зменшення зернистості, що підтверджується експериментальними даними. Якщо всі можливості зменшення величини пружного переміщення  $y$  шляхом зменшення параметрів  $c$  і  $R$  вичерпані, то необхідно зменшити параметр  $b$ , потім  $a_z$ , оскільки параметр  $b$  більш значно впливає на величину  $y$ , ніж  $a_z$ .

Під час точіння параметр  $b$  описується залежністю  $b=t/\cos\varphi$ , де  $t$  – глибина різання, м;  $\varphi$  – кут різця в плані. Отже, зменшення параметра  $b$  передбачає зменшення глибини різання  $t$ . При цьому необхідно, щоб відношення  $a_z/R$  було більше граничного значення, за яким процес різання нездійснений, а можливо лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу. Тоді залежність (4.88) може бути подана у вигляді:

$$y = \frac{R \cdot b}{c} \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{3cy6})^{0,33}; \quad (4.89)$$

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

За заданим значенням  $\alpha$  зменшити величину пружного переміщення  $y$  можна зменшенням параметрів  $R$ ,  $b$  і збільшенням  $c$ , які однаково впливають на  $y$ . Зі забезпеченням найменшого значення  $R \cdot b/c$  залежність (4.89) визначає мінімально можливе значення величини пружного переміщення  $y$ , що досягається у процес різання.

Із залежності (4.88) витікає, що вирішити проблему підвищення точності обробки із одночасним забезпеченням високої продуктивності можна шляхом зменшення ширини зрізу  $b$  та збільшення товщини зрізу  $a_z$ , оскільки ці параметри із різним ступенем входять у залежність (4.88).

Для порівняння із механічною обробкою лезовим інструментом важливо провести аналіз залежності (4.88) для різних процесів алмазно-абразивної обробки. Очевидно, найменші значення параметрів  $R$  і  $a_z$  можна досягти під час обробки вільним абразивом або інструментом зі зв'язаним дрібнозернистим абразивом, виготовленим гальванічним методом. Ці інструменти (шліфувальні круги) забезпечують одношарове (одновисотне) розташування ріжучих зерен, чого не забезпечують традиційні абразивні та алмазні круги.

Більш високі значення  $R$  під час шліфування вимагають збільшення параметра  $a_z$  для забезпечення умови мікрорезання  $a_z/R = const$ . Звідси витікає, що шліфування має суттєве обмеження із точки зору досягнення висо-

кої точності обробки. При цьому слід зазначити, що під час шліфування оброблюваний матеріал контактує зі зв'язкою круга, а це додатково збільшує силу різання та величину пружного переміщення. Щоб виключити (або зменшити) тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, на практиці вдаються до різних засобів: застосовують ефективні технологічні середовища та методи правлення круга, використовують зв'язки круга, які забезпечують режим його самозагострювання.

Важливим резервом підвищення ефективності шліфування є застосування алмазних кругів на металевих зв'язках. Ці круги завдяки більш міцному утриманню зерен зв'язки дозволяють збільшити товщину одиничного зрізу  $a_z$ . Це створює ефект зменшення величини пружного переміщення у із одночасним збільшенням продуктивності обробки, відповідно до залежності (4.88). Однак, як показує практика, дані алмазні круги у процесі шліфування швидко затупляються й засалюються, тому можуть бути ефективно використані за умови їх безперервного або періодичного правлення завдяки використанню алмазного електроерозійного шліфування, заснованого на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів.

Для оцінювання технологічних можливостей цього перспективного методу обробки проведено комплексні експериментальні дослідження алмазного електроерозійного шліфування виробів із твердих сплавів на операціях плоского, круглого зовнішнього та внутрішнього шліфування. Найбільший ефект досягнуто під час внутрішнього шліфування, яке характеризується відносно низькою жорсткістю технологічної системи й швидкою втратою ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці, що має невелику ріжучу поверхню. Наприклад, під час звичайного шліфуванні алмазним кругом на міцній металевій зв'язці М2-01 протягом 8 хвилин продуктивність обробки зменшилася у 5 разів. Введення у зону різання додаткової електричної енергії постійного електричного струму дозволило, по-перше, стабілізувати продуктивність у часі, по-друге, домогтися її збільшення порівняно зі звичайним шліфуванням (без електричного струму) і наблизити фактичне значення до номінального значення. Цим вдалося суттєво зменшити силу різання та пружні переміщення у технологічній системі. Виходячи із залежності (4.87), зменшення радіальної складової сили різання  $P_y$  відбулося завдяки зменшенню відношення  $\sigma / K_{pi3}$ , тобто збільшенню відношення  $a_z / R$ .

Виходячи із залежності (4.89), зменшення величини пружного переміщення у відбулося завдяки підвищенню гостроти ріжучих зерен круга, тобто

зменшення радіуса їх округлення  $R$ . Збільшення коефіцієнта  $\alpha = a_z / R$  у даному випадку не призвело до збільшення величини пружного переміщення  $y$ , оскільки коефіцієнт  $\alpha$  входить у залежність (4.89) із меншим ступенем, ніж радіус округлення зерна  $R$ .

На основі проведених експериментальних досліджень встановлено, що основний ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає у забезпеченні своєчасного видалення із робочої поверхні круга затуплених зерен і усунення тертя металевої зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це створює умови зменшення силової напруженості процесу та підвищення продуктивності й точності обробки. Розроблені технології алмазного електроерозійного шліфування твердосплавних інструментів та інших виробів [52], а також технології алмазно-абразивної обробки використовують на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" та інших підприємствах.

Таким чином, виходячи із залежності (4.89), можна зробити висновок, що домогтися зменшення величини пружного переміщення  $y$  (тобто підвищити точність обробки) можна зменшенням параметрів  $t$ ,  $R$  і збільшенням  $c$ . Однак зменшення глибини різання  $t$  приводить до зменшення продуктивності обробки. Тому ефективно збільшувати жорсткість технологічної системи  $c$  і зменшувати радіус округлення різальної кромки інструмента  $R$ . Оскільки величина  $c$  обмежена, основним шляхом зменшення величини пружного переміщення  $y$  слід розглядати зменшення  $R$ , тобто необхідно забезпечити високу гостроту ріжучої кромки інструмента. Це досягається застосуванням як лезових, так і абразивних інструментів. Безсумнівно, значними можливостями у цьому напрямі володіють алмазно-абразивні інструменти завдяки високій гостроті різальних кромки алмазних зерен. При цьому важливо забезпечити своєчасне видалення із робочої поверхні алмазного круга затуплених зерен, що мають збільшене значення радіуса  $R$ . Таким чином, наведена залежність (4.89) відкриває нові можливості аналізу та вибору оптимальних способів фінішної обробки. Наприклад, зі зміною радіуса  $R$  можна проаналізувати із єдиних позицій всі відомі методи лезової та абразивної обробки із точки зору забезпечення максимальної точності та продуктивності обробки.

Надзвичайно важливе значення має управління коефіцієнтом  $\alpha$  шляхом встановлення правильного співвідношення між товщиною зрізу  $a_z$  і радіусом округлення різальної кромки інструмента  $R$ . Отримані теоретичні рішення покладено в основу методики вибору ефективних способів фінішної обробки, що використовують під час виготовлення високоточних деталей.

#### 4.5. Зв'язок продуктивності механічної обробки із величиною пружного переміщення, виникаючого у технологічній системі

Забезпечення високих показників точності механічної обробки деталей машин потребує значних трудовитрат, пов'язаних із необхідністю зниження режимів різання та продуктивності обробки на фінішних операціях. Як показано у пп. 4.2 – 4.4, це пов'язано, головним чином, із виникненням у технологічній системі пружних переміщень, які у процесі різання викликають різні похибки обробки. Тому важливо встановити оптимальні умови обробки, що забезпечують задану точність із максимально можливою продуктивністю, що передбачає необхідність розроблення математичної моделі визначення похибок механічної обробки та оптимізацію параметрів процесу різання із урахуванням пружних переміщень, що виникають у технологічній системі.

Питанням визначення пружних переміщень під час механічної обробки присвячено численні роботи [3; 7; 10], в яких математично описано технологічні закономірності виникнення пружних переміщень. Однак розрахункові залежності містять складові сили різання, які можуть бути встановлені лише експериментально, що знижує ефективність теоретичних рішень.

У роботі [13] показано, що тангенціальну складову сили різання під час шліфування можна аналітично виразити добутком енергоємності обробки та миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу, що дорівнює відношенню продуктивності обробки до швидкості круга. Це відкриває принципово нові можливості теоретичного аналізу сили різання під час шліфування і пружних переміщень, що виникають у технологічній системі.

Тому величину пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час механічної багатопрохідної обробки (за жорсткою схемою), можна визначити, виходячи із аналітичної залежності [15]:

$$y = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t, \quad (4.90)$$

де  $n$  – кількість проходів інструмента;

$t_n, t$  – номінальна і фактична глибини різання, м.

Оскільки фактична глибина різання є функцією пружного переміщення  $y$ , що виникає у технологічній системі на кожному проході інструмента, то доцільно виразити величину пружного переміщення  $y$  через фактичну глибину шліфування  $t$ :

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{K_{piz} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot F}{K_{piz} \cdot c}, \quad (4.91)$$

де  $P_y, P_z$  – радіальна і тангенціальна складові сили різання, Н;

$c$  – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

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

$\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;

$F$  – площа поперечного перерізу зрізу, м<sup>2</sup>.

Під час точіння  $F = S \cdot t$ , де  $S$  – подача, м/об;  $t$  – фактична глибина різання, м. Під час шліфування  $F = Q / V_{кр}$ , де  $Q = \pi \cdot D \cdot t \cdot S_{noz\partial}$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;  $D$  – діаметр оброблюваної деталі, м;  $t$  – фактична глибина шліфування, м;  $S_{noz\partial}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с;  $V_{кр}$  – швидкість круга, м/с. Тоді залежність (4.90) із урахуванням (4.91) набуде вигляду:

$$\frac{\pi \cdot D \cdot S_{noz\partial} \cdot t \cdot \sigma}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}} = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t, \quad (4.92)$$

де  $K_{ш} = K_{piz}$  – коефіцієнт шліфування.

У роботі [14] показано, що під час шліфування із відносно низькою жорсткістю технологічної системи  $c$  справедлива умова  $y \geq t$  і величина пружного переміщення може бути описана залежністю:

$$y = B_1 \cdot t, \quad (4.93)$$

де  $B_1 = \frac{\pi \cdot D \cdot S_{noz\partial} \cdot \sigma}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}}$  – безрозмірна величина.

Очевидно,  $B_1 \geq 1$  і залежність (4.92) можна представити:

$$B_1 \cdot t = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t. \quad (4.94)$$

У результаті отримано рівняння щодо невідомої величини  $t$ . У загальному вигляді вирішити рівняння (4.94) складно. Його можна вирішити для кожного проходу круга ( $n=1; 2; 3; 4$  тощо) окремо.

Так, під час першого проходу круга рівняння (4.94) набуває вигляду:

$$B_1 \cdot t_1 = t_n - t_1, \quad (4.95)$$

де  $t_1$  – фактична глибина шліфування під час першого проходу круга, м.

Звідки

$$t_1 = \frac{t_n}{(1 + B_1)}. \quad (4.96)$$

Як видно, фактична глибина шліфування  $t_1$  менше за номінальну глибину шліфування  $t_n$  у зв'язку з виникненням у технологічній системі пружного переміщення.

Під час другого проходу круга рівняння (4.94), аналогічно рівнянню (4.95), набуває вигляду:

$$B_1 \cdot t_2 = 2 \cdot t_n - t_1 - t_2, \quad (4.97)$$

де  $t_2$  – фактична глибина шліфування під час другого проходу круга, м.

Виходячи із рівняння (4.94), невідома величина  $t_2$  визначається:

$$t_2 = \frac{2 \cdot t_n - t_1}{(1 + B_1)} = \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2}. \quad (4.98)$$

Під час третього проходу круга рівняння (4.94), аналогічно рівнянню (4.95), набуває вигляду:

$$B_1 \cdot t_3 = 3 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3, \quad (4.99)$$

де  $t_3$  – фактична глибина шліфування під час третього проходу круга, м.

Звідки невідома величина  $t_3$  визначається:

$$\begin{aligned} t_3 &= \frac{3 \cdot t_n - t_1 - t_2}{(1 + B_1)} = \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3} = \\ &= \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3}. \end{aligned} \quad (4.100)$$

Під час четвертого проходу круга рівняння (4.94) набуває вигляду:

$$B_1 \cdot t_4 = 4 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3 - t_4, \quad (4.101)$$

де  $t_4$  – фактична глибина шліфування під час четвертого проходу круга, м.

Звідки невідома величина  $t_4$  визначається:

$$\begin{aligned} t_4 &= \frac{4 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3}{(1 + B_1)} = \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3} - \\ &\quad - \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^3} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^4} = \\ &= \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{6 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)^3} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^4}. \end{aligned} \quad (4.102)$$

Під час п'ятого проходу круга рівняння (4.94) набуває вигляду:

$$B_1 \cdot t_5 = 5 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3 - t_4 - t_5, \quad (4.103)$$

де  $t_5$  – фактична глибина шліфування під час п'ятого проходу круга, м.

Звідки невідома величина  $t_5$  визначається:

$$\begin{aligned}
t_5 &= \frac{5 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3 - t_4}{(1+B_1)} = \\
&= \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)^4} + \frac{t_n}{(1+B_1)^5}. \quad (4.104)
\end{aligned}$$

Як видно, отримані залежності (4.96), (4.98), (4.100), (4.102) і (4.104) є розкладанням біноміального ряду  $t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^n \right\}$ .

Наприклад,

$$\begin{aligned}
&t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^5 \right\} = \\
&= t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{5}{(1+B_1)} + \frac{5 \cdot 4}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} + \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1+B_1)^4} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot 5 \cdot (1+B_1)^5} \right] \right\} = \\
&= \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)^4} + \frac{t_n}{(1+B_1)^5}; \quad (4.105)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^4 \right\} &= t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{4}{(1+B_1)} + \frac{4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} + \frac{4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1+B_1)^4} \right] \right\} = \\
&= \frac{4 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{6 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_n}{(1+B_1)^3} - \frac{t_n}{(1+B_1)^4}; \quad (4.106)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^3 \right\} &= t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{3}{(1+B_1)} + \frac{3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} \right] \right\} = \\
&= \frac{3 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{3 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{t_n}{(1+B_1)^3}; \quad (4.107)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^2 \right\} &= t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{2}{(1+B_1)} + \frac{2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} \right] \right\} = \\
&= \frac{2 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{t_n}{(1+B_1)^2}. \quad (4.108)
\end{aligned}$$

Отже, залежності (4.104) і (4.105), (4.102) і (4.106), (4.100) і (4.107), (4.98) і (4.108), відповідно, ідентичні. Тому фактична глибина шліфування  $t$  описується залежністю:



$$t = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^n \right\} = t_n \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (4.109)$$

Величина пружного переміщення  $y$  аналітично виражається:

$$y = B_1 \cdot t = B_1 \cdot t_n \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (4.110)$$

Добуток параметрів  $B_1 \cdot t_n$  дорівнює величині сталого у часі обробки пружного переміщення  $y_{cm} = B_1 \cdot t$ , що визначається рівністю сили різання і сили пружності. Із урахуванням цієї умови залежність (4.110) набуває вигляду:

$$y = y_{cm} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (4.111)$$

Характер зміни відношення  $t/t_n$ , що визначається залежністю (4.109), показано у табл. 4.2 і на рис. 4.11. Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  відношення  $t/t_n$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. Для більшого значення  $B_1$  відношення  $t/t_n$  більше.

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення відношення  $t/t_n$

$n$	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$t/t_n$ (для $B_1 = 2$ )	0	0,33	0,56	0,7	0,8	0,87	0,91	0,94	0,96	0,97
$t/t_n$ (для $B_1 = 4$ )	0	0,2	0,36	0,49	0,59	0,67	0,74	0,79	0,83	0,87

Виходячи із залежності (4.111), за таким самим законом змінюється і відношення  $y/y_{cm}$ , яке дорівнює відношенню  $t/t_n$  (рис. 4.11). Щоб виключити перехідний процес шліфування із відносно низькою жорсткістю технологічної системи та підвищити ефективність шліфування, необхідно обробку здійснювати із початковим натягом у технологічній системі, що дорівнює значенню сталого у часі обробки пружного переміщення  $y_{cm}$ .

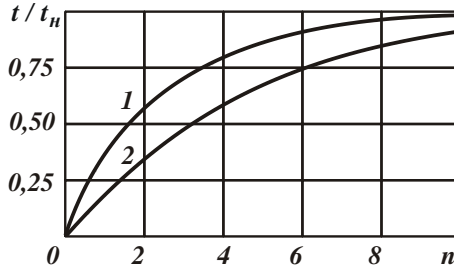


Рисунок 4.11 – Залежність  $t/t_n$  від  $n$ : 1 –  $B_1 = 2$ ; 2 –  $B_1 = 4$

Таким чином, виходячи із залежності (4.111), встановлено, що зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина  $y$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $B_1 \cdot t$ , за яким фактична глибина шліфування  $t$  дорівнює номінальній глибині шліфування  $t_n$ .

Перетворимо залежність (4.111) із урахуванням  $t_n = \Pi/n$ . Номінальну продуктивність обробки  $Q_{ном}$  представимо  $Q_{ном} = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{позд} \cdot t_n$ . Тоді для забезпечення заданої номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$  швидкість поздовжньої подачі  $S_{позд}$  зі збільшенням  $n$  повинно пропорційно збільшуватися

$$S_{позд} = \frac{Q_{ном} \cdot n}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \Pi}, \quad (4.112)$$

а номінальна глибина шліфування  $t_n$ , навпаки, пропорційно зменшуватися, згідно залежності  $t_n = \Pi/n$ . Із урахуванням сказаного, безрозмірний параметр  $B_1$  опишеться

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot Q_{ном} \cdot n}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi}. \quad (4.113)$$

Підставляючи залежність (4.113) у залежність (4.111), отримано:

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi}{\sigma \cdot Q_{ном} \cdot n} \right)^n} \right]. \quad (4.114)$$

Із залежності (4.114) витікає неоднозначний вплив кількості проходів круга  $n$  на величину пружного переміщення  $y$ . У зв'язку із цим важливо про-

вести кількісне оцінювання впливу кількості проходів круга  $n$  на величину  $y$  для заданої  $Q_{ном}$ . Для зручності розрахунків базове значення  $B_{1_{\delta аз}}$  безрозмірного параметра  $B_1$  представимо  $B_{1_{\delta аз}} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi}$ .

Тоді залежність (4.114) набуде вигляду:

$$y = B_{1_{\delta аз}} \cdot \Pi \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_{1_{\delta аз}} \cdot n} \right)^n} \right]. \quad (4.115)$$

Безрозмірний параметр  $B_{1_{\delta аз}}$ , як і безрозмірний параметр  $B_1$ , може змінюватися у межах:  $0 < B_{1_{\delta аз}} < \infty$ . Тому розглянемо три важливі випадки: 1)  $0 < B_{1_{\delta аз}} < 1$ ; 2)  $B_{1_{\delta аз}} = 1$ ; 3)  $B_{1_{\delta аз}} > 1$ .

На рис. 4.12 наведено розраховані за залежністю (4.115) значення  $y/\Pi$  залежно від кількості проходів круга  $n$  для різних значень  $B_{1_{\delta аз}}$ .

Як витікає із рис. 4.12, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  відносна величина  $y/\Pi$  (незалежно від безрозмірного параметра  $B_{1_{\delta аз}}$ ) збільшується, проте несуттєво. За умови  $n \geq 4$  відносна величина  $y/\Pi$  майже не змінюється. Отже, найменше значення  $y/\Pi$  за заданою номінальною продуктивністю обробки  $Q_{ном}$  можна досягти під час знімання припуску  $\Pi$  за один прохід круга ( $n=1$ ). Однак, фактично з однаковою ефективністю (точністю та продуктивністю обробки) знімання заданого припуску  $\Pi$  можна здійснити і за більшу кількість проходів круга, тобто схеми багатопрохідного та однопрохідного шліфування у даному випадку фактично рівнозначні. Із двох змінних параметрів  $B_{1_{\delta аз}}$  і  $n$ , що входять у залежність (4.115), основний вплив на відносну величину  $y/\Pi$  надає параметр  $B_{1_{\delta аз}}$ . Із його зміною відносна величина  $y/\Pi$  може змінюватись у широких межах (рис. 4.12). Чим менше безрозмірний параметр  $B_{1_{\delta аз}}$ , тим менше відносна величина  $y/\Pi$ . За умови  $B_{1_{\delta аз}} = 10$  відносна величина  $y/\Pi$  наближається до одиниці, тобто справедлива умова  $y \rightarrow \Pi$ .

Враховуючи ефективність знімання припуску за один прохід круга (із точки зору підвищення точності та продуктивності обробки), проведемо

аналіз залежності (4.115), яка для випадку  $n = 1$  із урахуванням умови  $B_{1\text{баз}} = B_1$  приймає вигляд залежності (4.111):

$$y = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)} = \frac{\Pi}{\varepsilon} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\Pi} + \frac{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot Q_{\text{ном}}}\right)} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\Pi} + \frac{1}{y_{\text{ст}}}\right)}, \quad (4.116)$$

де  $y_{\text{ст}} = B_1 \cdot \Pi = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ном}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}$ .

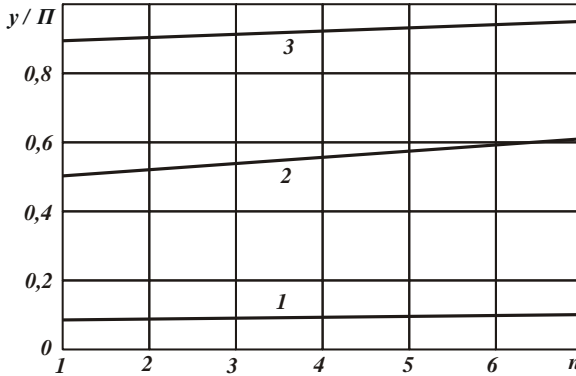


Рисунок 4.12 – Залежність відносної величини  $y/\Pi$  від кількості проходів круга  $n$ : 1 –  $B_{1\text{баз}}=0,1$ ; 2 –  $B_{1\text{баз}}=1$ ; 3 –  $B_{1\text{баз}}=10$

На рис. 4.13 наведено розраховані за залежністю (4.116) значення відносної величини  $y/\Pi$  зі зміною безрозмірного параметра  $B_1$ . Як видно, зі збільшенням безрозмірного параметра  $B_1$  відносна величина  $y/\Pi$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. Це свідчить про те, що зі збільшенням безрозмірного параметра  $B_1$  зменшується об'єм знятого матеріалу. Очевидно, починаючи із певного значення  $B_1$ , знімання матеріалу фактично припиниться. Отже, доцільно обробку здійснювати за невеликих значень  $B_1 \rightarrow 0$ . У цьому випадку можна забезпечити необхідне значення  $y/\Pi$ . За невиконання цієї умови необхідно зменшувати безрозмірний параметр

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{нозд}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}$$

його визначення. Основною величиною, що варіюється у даній залежності, слід

розглядати швидкість поздовжньої подачі  $S_{noz\partial}$ , зменшуючи яку, можна завжди домогтися необхідного значення  $B_1$  і, відповідно, значення  $y/\Pi$ , тобто необхідну точність обробки під час знімання заданого припуску  $\Pi$ . Однак зменшення швидкості поздовжньої подачі  $S_{noz\partial}$  приводить до зменшення номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$ , що не завжди доцільно. Тому у залежності для визначення безрозмірного параметра  $B_1$  необхідно, у першу чергу, змінювати всі інші параметри і лише у крайньому випадку зменшувати  $S_{noz\partial}$ .

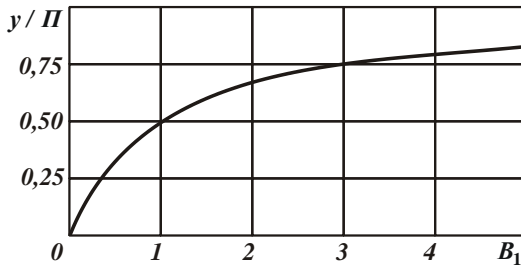


Рисунок 4.13 – Залежність відносної величини  $y/\Pi$  від безрозмірного параметра  $B_1$

Виходячи із цього, задаючи значення  $B_1$ , встановимо характер зміни швидкості поздовжньої подачі  $S_{noz\partial}$  від основних параметрів шліфування:

$$S_{noz\partial} = \frac{B_1 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}. \quad (4.117)$$

Як видно, швидкість поздовжньої подачі  $S_{noz\partial}$  тим більше, чим більше параметри  $c$ ,  $V_{кр}$  і менше  $\sigma/K_{ш}$  і  $D_{дет}$ . Необхідно зазначити, що зменшення швидкості поздовжньої подачі  $S_{noz\partial}$  у зв'язку зі збільшенням діаметра деталі  $D_{дет}$  не призводить до зменшення номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном} = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{noz\partial} \cdot t_n$ . У всіх інших випадках (пов'язаних зі зменшенням параметрів  $c$ ,  $V_{кр}$  і збільшенням відношення  $\sigma/K_{ш}$ ) зменшення  $S_{noz\partial}$  передбачає зменшення номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$ .

Під час знімання припуску за один прохід безрозмірний параметр  $B_1$  можна представити залежністю  $B_1 = y_{см}/\Pi$ . Отже, зменшення параметра  $B_1$  передбачає зменшення величини  $y_{см}$ . Для ефективного здійснення процесу

шліфування, як показано раніше, має виконуватися умова  $0 < B_1 < 1$  або  $0 < y_{cm} / \Pi < 1$ . Із цього витікає, що величина  $y_{cm}$  повинна бути значно менше величини припуску  $\Pi$ , що знімається.

Залежність (4.116) можна преставити у вигляді:

$$\frac{1}{y} = \frac{1}{\Pi} + \frac{1}{y_{cm}} \quad (4.118)$$

або

$$y = y_{cm} \cdot \frac{1}{(1 + B_1)}. \quad (4.119)$$

Із залежності (4.116) витікає, що зменшити величину пружного переміщення  $y$  можна однозначно зменшенням параметрів  $\Pi$  і  $y_{cm}$ . При цьому характер зміни залежності (4.116) визначається співвідношенням параметрів  $\Pi$  і  $y_{cm}$ . У випадку  $\Pi \gg y_{cm}$  залежність (4.116) можна наближено описати:

$$y \approx y_{cm}. \quad (4.120)$$

Тоді справедлива умова  $t_n \approx t = \Pi$ , а  $B_1 \rightarrow 0$ , що має місце під час шліфування із високою жорсткістю технологічної системи та невеликими значеннями  $\sigma / K_{ш}$  (високій ріжучій здатності круга).

Необхідно зазначити, що отримане теоретичне рішення, що описується залежністю (4.115), справедливе і під час лезової обробки, тобто і в цьому випадку з точки зору підвищення точності та продуктивності обробки доцільно знімання припуску здійснювати за один прохід інструмента.

За умов  $n=1$  і  $t_n = \Pi$  залежність (4.115) для лезової обробки спрощується і описується:

$$y = \frac{t_n}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)} = \frac{1}{\left(\frac{1}{t} + \frac{1}{y_{cm}}\right)}, \quad (4.121)$$

де  $y_{cm} = B_1 \cdot t_n = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{c \cdot K_{різ} \cdot V}$  – стале значення пружного переміщення, м;

$$K_{різ} = P_z / P_y;$$

$$Q_{ном} = S_{нозд} \cdot t_n \cdot V - \text{номінальна продуктивність обробки, м}^3/\text{с};$$

$V$  – швидкість різання (швидкість обертання деталі), м/с.

Залежність (4.121) можна також подати у вигляді:

$$\frac{1}{y} = \frac{1}{t_n} + \frac{1}{y_{cm}} \quad (4.122)$$

або

$$y = y_{cm} \cdot \frac{1}{(1 + B_1)}. \quad (4.123)$$

Як зазначалося раніше, у загальному випадку безрозмірний параметр  $B_1$  може змінюватися у широких межах. У випадку  $B_1 < 1$ , згідно залежності  $y = B_1 \cdot t$ , справедлива умова  $y < t$ , а у випадку  $B_1 > 1$  – умова  $y > t$ . Очевидно, для нормального здійснення процесу обробки та більш повного використання потенційних можливостей ріжучого інструмента необхідно прагнути до реалізації умови  $B_1 < 1$ . У цьому випадку, виходячи із залежності (4.123), відношення  $y/y_{cm}$  може змінюватися у межах  $0,5 \dots 1$ . Причому, зі зменшенням безрозмірного параметра  $B_1 \rightarrow 0$  виконуватиметься умова  $y \rightarrow y_{cm}$ . Отже, за заданою номінальною продуктивністю обробки  $Q_{ном}$  величина пружного переміщення  $y$  незначно залежатиме від номінальної глибини різання  $t_n$ , тобто з однаковою ефективністю можна здійснювати знімання припуску різної величини  $\Pi$ .

Із залежності (4.121) витікає, що зменшити величину  $y$  можна різними шляхами: зменшенням відношення  $\sigma/K_{piz}$ , номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$  та збільшенням параметрів  $c$  і  $V$ . Безсумнівно, більш ефективним шляхом є зменшення відношення  $\sigma/K_{piz}$  та збільшення параметрів  $c$  і  $V$ . Зменшувати номінальну продуктивність обробки  $Q_{ном}$  слід у тому випадку, коли всі резерви, пов'язані зі зменшенням відношення  $\sigma/K_{piz}$  та збільшенням параметрів  $c$  і  $V$ , вичерпані.

Отримане теоретичне рішення має важливе значення для розуміння фізичної сутності процесів механічної обробки. Це пов'язано з тим, що, незважаючи на різноманітність методів механічної обробки та конструкцій ріжучих інструментів, завдяки зменшенню швидкості поздовжньої подачі  $S_{позд}$ , фактично у всіх випадках можна зменшити безрозмірний параметр  $B_1$  та забезпечити необхідне значення  $y/\Pi$ . Іншими словами, якою б недосконалою була конструкція ріжучого інструмента з точки зору його ріжучої здатності, завдяки зменшенню  $S_{позд}$  можна зменшити безрозмірний параметр  $B_1$  до необхідного значення. Так само недолік жорсткості технологічної системи можна з надлишком компенсувати зменшенням  $S_{позд}$ . Саме цією обставиною можна пояснити можливість реалізації на практиці ріжучих властивостей різних лезових та абразивних інструментів.

Розглянемо закономірності формування похибок під час механічної обробки отворів. Спочатку проаналізуємо процес розточування отвору за умови знімання припуску за один прохід інструмента (рис. 4.14 [67]). Величина пружного переміщення  $y$ , як і у попередніх випадках, визначається залежністю  $y = P_y / c$ , де  $P_y = P \cdot \cos \varphi$  – радіальна складова сили різання, Н;  $P$  – сила різання, що виникає у площині різання, Н;  $\varphi$  – кут різця у плані.

Збільшення кута різця у плані  $\varphi$  призводить до збільшення осьової складової сили різання  $P_x = P \cdot \sin \varphi$  (рис. 4.14), тобто має місце перерозподіл складових сили різання  $P_y$  та  $P_x$ . Зменшуючи радіальну складову сили різання  $P_y$  шляхом збільшення кута різця у плані  $\varphi$ , досягається збільшення осьової складової сили різання  $P_x$ , оскільки сумарна сила різання  $P$ , що виникає у площині різання, залишається постійною.

За умови  $B_1 < 1$  залежність (4.123), що описує величину пружного переміщення  $y$  під час однопрохідної обробки, спрощується і набуває вигляду:

$$y \approx y_{cm} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{c \cdot K_{piz} \cdot V}, \quad (4.124)$$

де  $Q_{ном} = S_{позд} \cdot t_n \cdot V$ .

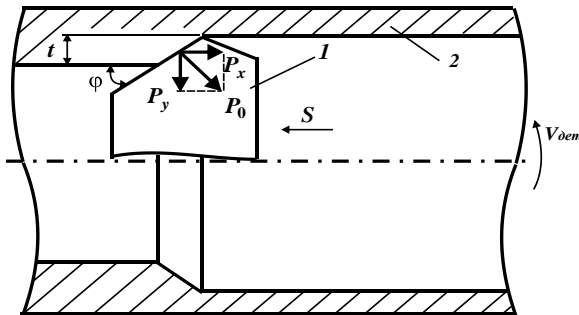


Рисунок 4.14 – Розрахункова схема параметрів процесу розточування отвору:

1 – різець; 2 – оброблювана деталь

Відповідно цій величині, сила різання  $P$  виразиться:

$$P = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{piz} \cdot V}. \quad (4.125)$$



Тоді радіальна складова сили різання  $P_y$  і величина пружного переміщення  $y$  опишуться:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{НОМ}} \cdot \cos \varphi}{K_{\text{різ}} \cdot V}; \quad (4.126)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{НОМ}} \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}} \cdot V}. \quad (4.127)$$

Отримана залежність (4.127) узгоджується із аналогічною залежністю для визначення величини пружного переміщення  $y$ , встановленою у роботі [35] іншим методом розрахунку. У залежність (4.127), на відміну від залежності (4.123), входить кут різця у плані  $\varphi$ , зі збільшенням якого ( $\varphi \rightarrow 90^\circ$ ) величина пружного переміщення  $y$  суттєво зменшується, підвишуючи цим точність обробки. Отже, кут різця у плані  $\varphi$  є додатковим важливим чинником підвищення точності та продуктивності обробки під час остаточного розточування отворів.

Під час попередньої обробки кут різця у плані  $\varphi$ , навпаки, необхідно зменшувати із метою збільшення ширини зрізу  $b$  та зменшення товщини зрізу  $a$  за заданою продуктивністю обробки  $Q_{\text{НОМ}} = a \cdot b \cdot V$ . Це дозволить зменшити інтенсивність зношування ріжучого інструмента і, відповідно, підвищити його стійкість.

Зменшення інтенсивності зношування ріжучого інструмента важливо також і під час остаточної обробки отворів, наприклад, під час їх зенкерування та розвертання. Цим можна пояснити те, що кут у плані  $\varphi$  (кут забірної частини у зенкерів і розверток) встановлюють незначним.

Слід зазначити, що у даному випадку обробка здійснюється декількома лезами інструмента і технологічна система у радіальному напрямі врівноважується двома однаковими за величиною, але різними за знаком силами  $P_y$ . Внаслідок цього результуюча сила  $\Delta P_y$ , як і величина пружного переміщення  $y$ , дорівнює нулю і похибки обробки, пов'язані з пружними переміщеннями у технологічній системі, не утворюються. Кут у плані  $\varphi$ , згідно залежності (4.127), не впливатиме на величину пружного переміщення  $y$ . Цим пояснюється можливість зменшення кута у плані  $\varphi$  у зенкерів та розверток.

Під час обробки отвору зі зніманням нерівномірного припуску результуюча сила  $\Delta P_y$  і, відповідно, величина пружного переміщення  $y$  не дорівнюють нулю. Це призводить до утворення похибок обробки отвору (у вигляді еліпсності

ті та конусності). Величина пружного переміщення  $y$ , що визначається залежністю (4.127), набуває вигляду:

$$y = \frac{\sigma \cdot (Q_{нoм1} - Q_{нoм2}) \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{piz} \cdot V} = \frac{\sigma \cdot S_{нозo} \cdot (t_1 - t_2) \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{piz}}, \quad (4.128)$$

де  $Q_{нoм1} = S_{нозo} \cdot t_1 \cdot V$ ;

$Q_{нoм2} = S_{нозo} \cdot t_2 \cdot V$ ;

$t_1, t_2$  – найбільша та найменша глибини різання, м.

Як видно, величина  $y$  тим більше, чим більше різниця глибин різання  $t_1 - t_2$ , тобто чим більше нерівномірність припуску, що знімається. У цьому випадку зменшення кута у плані  $\varphi$  приводить до збільшення величини пружного переміщення  $y$ . Тому основною умовою її зменшення є збільшення кількості лез інструмента і зменшення різниці глибин різання  $t_1 - t_2$ , а також сил різання, що діють на кожне лезо інструмента. Ця закономірність справедлива і під час розсвердлювання отвору (рис. 4.14).

За умови  $t_1 = t_2$  (тобто під час знімання рівномірного припуску) величина пружного переміщення  $y = 0$ , тому може бути досягнута висока точність обробки отвору. За умови  $t_1 > t_2$  (тобто під час знімання нерівномірного припуску) величина пружного переміщення  $y > 0$ , що призведе до утворення похилок обробки отвору. На відміну від зенкера та розвертки, свердло, як правило, має два леза. Тому зменшити величину пружного переміщення  $y$  в цьому випадку можна збільшенням кута свердла у плані  $2\varphi$ . Як показує практика, кут  $\varphi$  у свердла може дорівнювати  $60^\circ$  і більше, тобто значно перевищувати кут  $\varphi$  у зенкерів та розверток.

Порівняємо значення пружного переміщення  $y$ , що виникає у технологічній системі під час розточування та розсвердлювання отвору та описується, відповідно, залежностями (4.127) і (4.128). Очевидно, під час розсвердлювання отвору різниця глибин різання  $t_1 - t_2$  менше глибини різання  $t$  під час розточування отвору. Тому, на перший погляд, може здатися, що величина  $y$  під час розсвердлювання отвору менше. Однак при цьому слід враховувати те, що енергоємність обробки  $\sigma$  під час розсвердлювання більше у зв'язку з гіршими умовами стружкоутворення, виникаючими у процесі різанні. Із іншої сторони, під час розсвердлювання отвору швидкість різання  $V$  значно менше. У зв'язку з цим, за заданою продуктивністю обробки величина пружного переміщення  $y$

під час розсвердлювання буде більшою, ніж під час розточування отвору. Цим, власне, і визначається широке застосування процесу розточування на практиці на операціях фінішної обробки отворів. Виходячи із цих позицій, процес розсвердлювання ефективно застосовувати на операціях попередньої обробки отворів.

## 4.6. Дослідження перехідних процесів, які виникають у технологічній системі під час внутрішнього шліфування

### 4.6.1. Спрощений підхід до розрахунку та аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення під час шліфування

Зважаючи на те, що під час круглого поздовжнього шліфування можна домогтися найменших значень величини пружного переміщення  $y$ , проведемо більш детальний аналіз цього методу обробки. У п. 4.5 розглянуто сталий у часі процес шліфування, тобто за умови створення у технологічній системі натягу, рівного величині  $y$ , що визначається залежністю (4.91). За умови  $Q = S \cdot t \cdot V_{dem}$  залежність (4.91) із урахуванням  $K_{piz} = K_{ui}$  приймає вигляд:

$$y = \frac{\sigma}{K_{ui} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}, \quad (4.129)$$

де  $S$  – поздовжня подача, м/об.

У цьому випадку номінальна глибина шліфування (позначимо її як  $t_n$ ) дорівнює фактичній глибині шліфування  $t$ . У протилежному випадку, тобто в умовах несталого у часі процесу, фактична глибина шліфування  $t$  менше номінальної глибини шліфування  $t_n$  на величину пружного переміщення  $y$ . Виходячи із цього, на першому поздовжньому проході круга залежність (4.129) прийме вигляд:

$$y = \frac{\sigma}{K_{ui} \cdot c} \cdot S \cdot (t_n - y) \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}. \quad (4.130)$$

Розв'язуючи залежність (4.129) відносно величини пружного переміщення  $y$  в технологічній системі, маємо:

$$y = \frac{\frac{\sigma}{K_{ui} \cdot c} \cdot S \cdot t_n \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}}{\left(1 + \frac{\sigma}{K_{ui} \cdot c} \cdot S \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}\right)}. \quad (4.131)$$

Як видно, величина  $y$ , яка визначається залежністю (4.131), завжди менше величини  $y$ , яка визначається залежністю (4.129), оскільки у залежності (4.131) більше знаменник. Розходження значень величини  $y$  для сталого й несталого у часі процесів шліфування тим більше, чим більше другий доданок у знаменнику залежності (4.131), тобто чим більше відношення  $\sigma/K_{ш}$ , поздовжня подача  $S$ , відношення  $V_{dem}/V_{кр}$  і менше жорсткість  $c$  технологічної системи.

Залежність (4.131) можна спростити, представивши її у вигляді:

$$y = \frac{t_n}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{dem}}\right)}. \quad (4.132)$$

Як витікає із залежності (4.132), величина  $y$  менше номінальної глибини шліфування  $t_n$ . За невеликого значення другого доданку знаменника справедлива умова  $y \rightarrow t_n$ . У цьому випадку знімання матеріалу фактично відсутнє у зв'язку із утворенням у технологічній системі значних пружних переміщень. Має місце копіювання похибок форми оброблюваної поверхні деталі, тобто виправлення похибок форми не відбудеться. Цей випадок можливий в умовах шліфування затупленим кругом, які характеризуються достатньо великими значеннями  $\sigma/K_{ш}$  або відносно низкою жорсткістю  $c$  технологічної системи. Очевидно, для того щоб зменшити величину  $y$  необхідно збільшити знаменник залежності (4.132), забезпечуючи виконання умови  $\frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{dem}} > 1$ . Тоді залежність (4.132) прийме вигляд залежності (4.129) і стабілізація у часі величини пружного переміщення  $y$  в технологічній системі наступить фактично під час першого поздовжнього ходу круга. Це призведе до підвищення продуктивності та точності розміру обробки. Позначаючи другий доданок знаменника залежності (4.132) величиною  $\alpha = \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{dem}}$ , представимо цю залежність у вигляді

$$\frac{y}{t} = \frac{1}{(1 + \alpha)}. \quad (4.133)$$

На рис. 4.15 і у табл. 4.3 показано характер зміни відношення  $y/t$  від безрозмірної величини  $\alpha$ , звідки випливає зменшення відношення  $y/t$  зі збільшенням безрозмірної величини  $\alpha$ .

Представимо безрозмірну величину  $\alpha$  із урахуванням залежності [101]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{K_{\mu}} \quad (4.134)$$

у вигляді:

$$\alpha = \frac{K_{\mu}^2 \cdot c}{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}}. \quad (4.135)$$

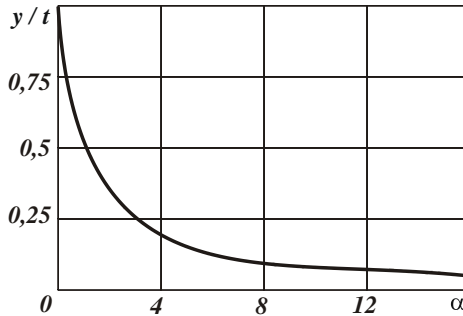


Рисунок 4.15 – Залежність відношення  $y/t$  від безрозмірної величини  $\alpha$

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення відношення  $y/t$

$\alpha$	0	0,1	0,3	0,5	1	2	3	5	10	15
$y/t$	1	0,91	0,77	0,67	0,5	0,33	0,25	0,17	0,1	0,06

Для кількісного оцінювання безрозмірної величини  $\alpha$  прийемо, що  $\sigma_{cm} = 2\,000$  Н/мм<sup>2</sup> (для сталей);  $S = 5$  мм/об.;  $V_{кр}/V_{дем} = 60$ . У табл. 4.4 наведено розраховані за залежністю (4.135) значення  $\alpha$  для різних значень коефіцієнта різання  $K_{різ}$  та жорсткості  $c$  технологічної системи.

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення  $\alpha$

$c$ , Н/мм	$K_{\mu}$			
	0,1	0,3	0,5	0,7
1 000	0,03	0,27	0,75	1,47
4 000	0,12	1,08	3,0	5,88
7 000	0,21	1,89	5,25	10,29
10 000	0,3	2,7	7,5	14,7
15 000	0,45	4,05	11,25	22,05

Як витікає із табл. 4.4, безрозмірна величина  $\alpha$  зі зміною коефіцієнта різання  $K_{ш}$  та жорсткості  $c$  технологічної системи змінюється у широких межах: 0,03 ... 22,05, приймаючи значення як менше, так і більше одиниці. Фактично охоплюється весь діапазон зміни безрозмірної величини  $\alpha$ , зображений на рис. 4.15. Із цього витікає, що на практиці можуть бути реалізовано значення  $y/t$ , які зображені на рис. 4.15. Однак досягнення малих значень  $y/t \leq 0,06$  вимагає суттєвого збільшення  $K_{ш}$  і  $c$ .

Необхідно зазначити, що залежність (4.134) не враховує тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Тому у реальних умовах шліфування відношення  $\sigma/K_{ш}$  буде ще більше, що призведе до зменшення безрозмірної величини  $\alpha$  і, відповідно, збільшення відношення  $y/t$ . У зв'язку із цим, збільшити величину  $\alpha$  можна додатково шляхом зменшення позадвужньої подачі  $S$  і збільшення швидкості круга  $V_{кр}$ . Зменшення позадвужньої подачі  $S$ , очевидно, малоефективно, оскільки приводить до зменшення продуктивності обробки.

Таким чином показано, що забезпечити під час шліфування достатньо малі значення відношення  $y/t$ , на жаль, не завжди можливо. Це вимагає, поперше, підвищення жорсткості  $c$  технологічної системи, особливо під час круглого внутрішнього шліфування, де вона нижче, ніж під час круглого зовнішнього і плоского шліфуванні. По-друге, вимагає підвищення ріжучої здатності шліфувального круга, забезпечуючи збільшення коефіцієнта різання  $K_{ш}$  до значень 0,5 і вище. По-третє, – застосування високошвидкісного шліфування.

#### **4.6.2. Уточнений підхід до розрахунку та аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення під час шліфування**

У п. 4.6.1 розглянуто закономірності утворення пружного переміщення  $y$  в умовах сталого процесу шліфування, а також під час першого проходу круга. Далі розглянемо закономірності зміни величини пружного переміщення  $y$  із часом обробки, тобто на всіх проходах круга. Для цього представимо залежність (4.132) для визначення величини  $y_1$  на першому проході круга у вигляді:

$$y_1 = \frac{t_H}{\varepsilon}, \quad (4.136)$$

$$\text{де } \varepsilon = 1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}}.$$

Тоді на другому проході круга величина пружного переміщення  $y_2$  із урахуванням залежності (4.136) виразиться:

$$y_2 = \frac{t_H + y_1}{\varepsilon} = \frac{t_H}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon}\right). \quad (4.137)$$

Як видно, величина  $y_2$  більше величини  $y_1$ . Аналогічно визначаються величини пружного переміщення на 3-му і 4-му проходах круга ( $y_3$  і  $y_4$ ):

$$y_3 = \frac{t_H + y_2}{\varepsilon} = \frac{t_H}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2}\right), \quad (4.138)$$

$$y_4 = \frac{t_H + y_3}{\varepsilon} = \frac{t_H}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \frac{1}{\varepsilon^3}\right). \quad (4.139)$$

Із залежностей (4.138) і (4.139) випливає, що з кожним наступним проходом круга величина пружного переміщення збільшується. На  $n$ -му проході круга величина пружного переміщення  $y_n$  прийме вигляд:

$$y_n = \frac{t_H + y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t_H}{\varepsilon} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right) = y_1 \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon} + \frac{1}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{1}{\varepsilon^{n-1}}\right). \quad (4.140)$$

У підсумку прийшли до геометричної прогресії зі знаменником  $1/\varepsilon$ . Як видно, знаменник менше одиниці, тому що  $\varepsilon > 1$ . Це означає, що геометрична прогресія є убутною. Сума перших  $n$  членів убутної геометричної прогресії обчислюється за відомою залежністю:

$$y_n = \frac{a_1 - a_n \cdot q}{1 - q}, \quad (4.141)$$

де  $a_1 = y_1$ ;  $a_n = y_1/\varepsilon^{n-1}$  – 1-й і останній члени убутної геометричної прогресії;  $q = 1/\varepsilon$  – знаменник убутної геометричної прогресії.

Після перетворень залежності (4.141), отримано:

$$y_n = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{n-1}} \cdot \frac{1}{\varepsilon}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = y_1 \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)}. \quad (4.142)$$

На рис. 4.16 і в табл. 4.5 наведено значення відношення  $y_n/y_1$ , розраховані за залежністю (4.142) для різних значень  $\varepsilon$ . Як видно із табл. 4.5, відношення  $y_n/y_1$  зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  збільшується, причому тим значніше, чим більше безрозмірна величина  $\varepsilon$ .

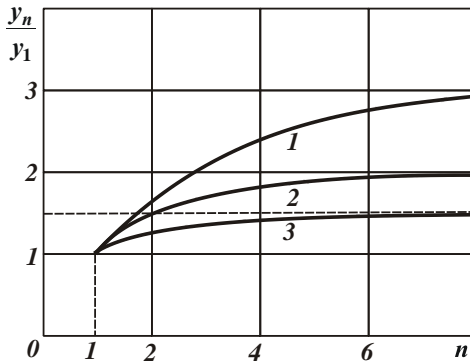


Рисунок 4.16 – Залежність відношення  $y_n / y_1$  від кількості проходів круга  $n$ : 1 –  $\varepsilon=1,5$ ; 2 –  $\varepsilon=2$ ; 3 –  $\varepsilon=3$

За умови  $\varepsilon > 2$  відношення  $y_n / y_1$  змінюється не значно. За умови  $n \rightarrow \infty$  чисельник залежності (4.142) дорівнює  $y_1$  і величина  $y_n$  приймає найбільше значення та описується залежністю:

$$y_n = \frac{y_1}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = \frac{t_n}{(\varepsilon - 1)}. \quad (4.143)$$

У табл. 4.6 наведено значення відношення  $y_n / y_1$ , розраховані за залежністю (4.143). Порівнюючи їх із даними, наведеними у табл. 4.5, видно, що найбільші значення відношення  $y_n / y_1$  для всіх розглянутих значень  $\varepsilon$  досягаються зі зміною кількості проходів круга  $n$  у межах  $n \leq 8$ .

Таблиця 4.5 – Розрахункові значення відношення  $y_n / y_1$

$n$	1	2	3	4	5	6	7	8
$y_n / y_1$ (для $\varepsilon = 1,5$ )	1	1,68	2,13	2,43	2,63	2,76	2,85	2,91
$y_n / y_1$ (для $\varepsilon = 2$ )	1	1,5	1,75	1,88	1,94	1,97	1,98	1,99
$y_n / y_1$ (для $\varepsilon = 3$ )	1	1,32	1,437	1,474	1,486	1,49	1,492	1,4923

Таблиця 4.6 – Розрахункові значення відношення  $y_n / y_1$

$\varepsilon$	1,5	2	3
$y_n / y_1$	3,03	2,0	1,4925



Після підстановки у залежність (4.143) виразу для визначення без розмірної величини  $\varepsilon = 1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}$ :

$$y_n = \frac{\sigma \cdot S}{K_{ш} \cdot c} \cdot t_n \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (4.144)$$

У результаті прийшли до залежності (4.132), отриманої для сталого процесу шліфування. Цим показано, як можна перейти від залежності (4.132) для визначення величини пружного переміщення на першому проході круга  $y_1$  до залежності (4.144) для визначення величини пружного переміщення під час сталого процесу шліфування. У загальному вигляді характер зміни відношення  $y_n / y_1$  залежно від кількості проходів круга  $n$  показано на рис. 4.17. Зі збільшенням  $n$  відношення  $y_n / y_1$  збільшується, асимптотично наближаючись до значення  $1/(\varepsilon - 1)$ .

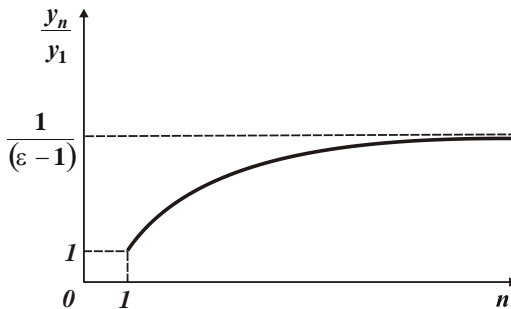


Рисунок 4.17 – Загальний вигляд залежності  $y_n / y_1$  від  $n$

Як видно, під час сталого процесу шліфування відношення  $y_n / y_1$  приймає максимально можливе значення. Щоб його зменшити, використовують процес виходжування, тобто процес шліфування із відключеною радіальною подачею. Цей процес обробки у науково-технічній літературі достатньо повно вивчено [29; 39; 51; 64; 72; 93; 105]. Однак для оцінювання можливостей його подальшого вдосконалювання проведемо теоретичний аналіз зміни величини пружного переміщення із часом обробки.

Припустимо, що під час першого проході круга в умовах шліфування за жорсткою схемою із глибиною шліфування  $t$  у технологічній системі утворюється пружне переміщення  $y_1$ , описуване залежністю (4.136). Тоді під

час виходжування, тобто на другому проході круга в умовах шліфування з відключеною радіальною подачею, величина пружного переміщення  $y_2$  за аналогією із залежністю (4.136) визначиться:

$$y_2 = \frac{y_1}{\varepsilon} = \frac{t_n}{\varepsilon^2}. \quad (4.145)$$

На 3-му проході круга під час виходжування величина  $y_3$  виразиться:

$$y_3 = \frac{y_2}{\varepsilon} = \frac{t_n}{\varepsilon^3}. \quad (4.146)$$

Як видно, на  $n$ -му проході круга під час виходжування величина пружного переміщення  $y_n$  виразиться:

$$y_n = \frac{y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t_n}{\varepsilon^n}. \quad (4.147)$$

Із кожним наступним проходом круга  $n$  величина пружного переміщення  $y_n$  зменшується. Отже, застосування процесу виходжування на останньому етапі дозволяє суттєво зменшити величину пружного переміщення  $y_n$  і, тим самим, забезпечити необхідну точність обробки. Порівнюючи залежність (4.140) для визначення величини  $y_n$  під час шліфування із залежністю (4.147) для визначення величини  $y_n$  під час виходжування, видно, що вони принципово відрізняються. Залежність (4.147) визначає останній член убутної геометричної прогресії, описуваною залежністю (4.140), тоді як величина  $y_n$  під час шліфування дорівнює сумі перших  $n$  членів геометричної прогресії. Цим пояснюється те, що величина  $y_n$  під час виходжування завжди менше величини  $y_n$  під час шліфування, яка визначається залежністю (4.140).

Із залежності (4.147) витікає, що величина пружного переміщення  $y_n$  на  $n$ -му проході круга виражається через глибину шліфування  $t_n$  та безрозмірну величину  $\varepsilon$ , яка у цьому випадку визначає уточнення на розмір на кожному проході круга. Сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}} = t_n / y_n$ , виходячи із залежності (4.147), дорівнює:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon^n. \quad (4.148)$$

Знаючи уточнення  $\varepsilon$ , можна визначити кількість проходів круга  $n$  для заданого сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ . Прологарифмуємо залежність (4.148):

$$n = \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{\ln \varepsilon}. \quad (4.149)$$

Як видно, кількість проходів круга  $n$  тим більше, чим більше  $\varepsilon_{\text{сум}}$  і менше  $\varepsilon$ . Із залежності (4.148) витікає, що забезпечити задане сумарне уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$  можна двома шляхами: змінюючи кількість проходів круга  $n$  або  $\varepsilon$ .

Для того щоб оцінити який шлях більш ефективний, проведемо аналіз уточнення  $\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дем}}}$  під час круглого внутрішнього поздовжньому шліфування. Зважаючи на те, що величина  $\varepsilon$  і кількість проходів круга  $n$  пов'язані між собою, виразимо швидкість деталі  $V_{\text{дем}}$  через основний час обробки  $\tau$ :

$$\tau = \frac{l_{\text{дем}} \cdot n}{S_{\text{нозд}}}, \quad (4.150)$$

де  $l_{\text{дем}}$  – довжина оброблюваної деталі, м;

$n$  – кількість проходів круга;

$S_{\text{нозд}} = V_{\text{дем}} \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дем}}}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

$S$  – поздовжня подача, м/об.

Із залежності (4.150) визначимо швидкість деталі  $V_{\text{дем}}$  і величину  $\varepsilon$ :

$$V_{\text{дем}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot n}{S \cdot \tau}; \quad (4.151)$$

$$\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{\sigma} \cdot \frac{V_{\text{кр}} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot n}. \quad (4.152)$$

Розв'яжемо залежність (4.148) відносно величини  $\varepsilon$ :

$$\varepsilon = \eta \sqrt{\varepsilon_{\text{сум}}}. \quad (4.153)$$

Порівнюючи залежності (4.152) і (4.153) і розв'язуючи отриману залежність відносно основного часу обробки  $\tau$ , маємо:

$$\tau = \frac{\sigma}{K_{\text{ш}} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot l_{\text{дем}} \cdot n}{V_{\text{кр}}} \cdot \left( \eta \sqrt{\varepsilon_{\text{сум}}} - 1 \right). \quad (4.154)$$

Як видно, величина  $n$  неоднозначно впливає на основний час обробки  $\tau$ . Тому проведемо дослідження функції  $\tau$  на екстремум, підкоряючи її необхідній умові екстремуму  $\tau'_n = 0$ :

$$\frac{1}{\varepsilon_{\text{сум}}^n} \cdot \left( 1 - \frac{\ln \varepsilon_{\text{сум}}}{n} \right) = 1. \quad (4.155)$$

Оскільки  $\varepsilon_{\text{сум}} > 1$ , то рівняння (4.155) виконується за умови  $n \rightarrow \infty$ .

Визначимо другу похідну функції  $\tau$  від кількості проходів круга  $n$  і за нею проведемо оцінювання характеру екстремуму функції  $\tau$ , тобто наявність мінімуму або максимуму:

$$\tau_n'' = \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot n}{V_{кр}} \cdot \varepsilon_{сум}^n \cdot \frac{\ln^2 \varepsilon_{сум}}{n^3} > 0. \quad (4.156)$$

Друга похідна функції  $\tau$  завжди позитивна. Отже, має місце мінімум функції  $\tau$  в умовній точці екстремуму ( $n \rightarrow \infty$ ). Із залежності (4.154) витікає, що за умови  $n \rightarrow \infty$  функція  $\tau$  має невизначеність вигляду ( $\infty \cdot 0$ ). Тому розкриємо цю невизначеність, для чого прийдемо до невизначеності виду ( $\frac{0}{0}$ ):

$$\tau = \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem}}{V_{кр}} \cdot \frac{\left( \varepsilon_{сум}^n - 1 \right)}{\left( \frac{1}{n} \right)}. \quad (4.157)$$

Підкоримо залежність (4.157) правилу Лопітала:

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem}}{V_{кр}} \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{\left( \varepsilon_{сум}^n - 1 \right)'}{\left( \frac{1}{n} \right)'} = \\ &= \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem}}{V_{кр}} \cdot \ln \varepsilon_{сум}. \end{aligned} \quad (4.158)$$

На рис. 4.18 і в табл. 4.7 наведено значення основного часу обробки  $\tau$ , які розраховано за залежностями (4.154) і (4.158) для  $\frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem}}{V_{кр}} = 1$  с. Залежність (4.158) визначає основний час обробки  $\tau$  для  $n \rightarrow \infty$ . Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  основний час обробки  $\tau$  зменшується і прагне до мінімального значення, яке визначається залежністю (4.158) і дорівнює  $\tau = 3,92$  с (для  $n \rightarrow \infty$ ).

Значення  $\tau$  для  $n=3 \dots 6$  відрізняються від мінімального значення  $\tau$  не настільки значно, всього у 2 ... 1,5 рази. Отже, за відносно невеликої кількості проходів ( $n=6$ ) можна домогтися значення основного часу обробки  $\tau$ , близького до мінімального.

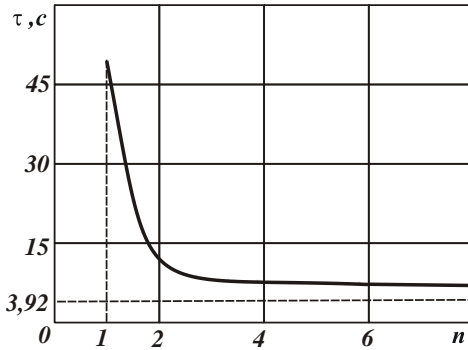


Рисунок 4.18 – Залежність основного часу обробки  $\tau$  від кількості проходів круга  $n$  за умови  $\varepsilon_{\text{сум}} = 50$

Таблиця 4.7 – Розрахункові значення  $\tau$  для  $\varepsilon_{\text{сум}} = 50$

$n$	1	2	3	4	5	6	$\infty$
$\tau, \text{с}$	49	12,14	8,1	6,64	6,0	5,52	3,92

Із залежності (4.158) витікає, що основний час обробки  $\tau$  залежить від сумарного уточнення  $\varepsilon_{\text{сум}}$ . Чим більше  $\varepsilon_{\text{сум}}$ , тим більше  $\tau$ .

Відповідно до залежності (4.151), для реалізації мінімального значення  $\tau$  (за умови  $n \rightarrow \infty$ ) швидкість деталі необхідно встановлювати нескінченно великою:  $V_{\text{дем}} \rightarrow \infty$ . Однак виконати цю умову неможливо, оскільки швидкість деталі  $V_{\text{дем}}$  кінцева (обмежена) величина. У цьому випадку кількість проходів круга  $n$  повинно визначитися максимально досяжною на верстаті швидкістю деталі, виходячи із залежності (4.153):

$$\varepsilon = 1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дем}}} = n \sqrt{\varepsilon_{\text{сум}}} \quad (4.159)$$

За заданими значеннями  $V_{\text{дем}}$  і  $n$ , за залежністю (4.154) можна визначити основний час обробки  $\tau$ . Безсумнівно, у цьому випадку він буде більше мінімального значення  $\tau$ , визначеного за залежністю (4.146). Чим більше  $V_{\text{дем}}$ , тим менше  $\tau$ . Цим показано, що зниження основного часу обробки  $\tau$  за умови забезпечення заданої точності обробки пов'язане із можливістю реалізації на верстаті більш високих значень швидкості деталі.

Підводячи підсумки проведеного аналізу можна зазначити, що у загальному випадку для зменшення величини пружного переміщення  $y_n$  під

час виходжування, яке визначається залежністю (4.147), необхідно збільшувати як кількість проходів круга  $n$ , так і безрозмірну величину  $\varepsilon$ . Однак, виходячи із залежності  $\varepsilon = 1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}$ , збільшувати безрозмірну величину  $\varepsilon$  необхідно не шляхом зменшення  $V_{дет}$ , а шляхом зменшення  $\sigma / K_{ш}$  і збільшення  $c$  та швидкості круга  $V_{кр}$ . Швидкість деталі  $V_{дет}$  необхідно збільшувати із метою зменшення  $\tau$ .

#### 4.6.3. Вибір ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування

Отримані теоретичні рішення дозволяють підійти до вибору найбільш ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування. Для цього порівняємо схеми круглого внутрішнього урізного й поздовжнього шліфування. Залежність (4.142), що описує величину пружного переміщення  $y_n$  під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування, перетворимо до вигляду:

$$y_n = \frac{t_n}{\varepsilon} \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)} = t_n \cdot \frac{\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^n}\right)}{(\varepsilon - 1)} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_n}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}) = y_{см} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (4.160)$$

де  $y_{см} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_n}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{Q_{ном}}{V_{кр}}$  – значення величини пружного переміщення  $y$  для сталого в часі процесу шліфування, м.

Зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення  $y_n$  безупинно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{см}$  (рис. 4.19). За умови  $n \rightarrow \infty$  другий доданок залежності (4.160) стає нескінченно малим і величина  $y_n$  приймає вид залежності (4.144), справдливої для сталого в часі процесу шліфування.

Величину  $y_n$  на  $n$ -му проході круга, виходячи із залежності (4.149), можна аналітично виразити:

$$y_n = \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot S \cdot t_n \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}, \quad (4.161)$$

де  $t_n = t_n - y_n$  – фактична глибина шліфування на  $n$ -му проході круга.

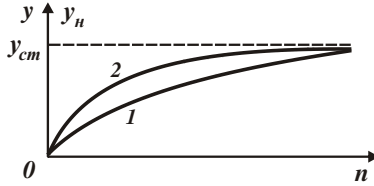


Рисунок 4.19 – Залежності величин  $y_n$  (1) і  $y$  (2) від  $n$ : 1 – кругле внутрішнє поздовжнє шліфування; 2 – кругле внутрішнє урізне шліфування

Залежність (4.160) приймає вигляд:

$$t_n = t_n \cdot (1 - \varepsilon^{-n}). \quad (4.162)$$

Параметр  $t_n$  змінюється за законом зміни величини  $y_n$  (рис. 4.19). За умови  $n \rightarrow \infty$  виконується умова  $t_n = t_n$ , тобто параметр  $t_n$  асимптотично наближається до значення  $t_n$  й шліфування стає сталим.

У роботі [101] наведено аналогічну залежність для визначення величини пружного переміщення  $y$  під час круглого урізного шліфування:

$$y = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{cm}}} \right), \quad (4.163)$$

де  $\Pi$  – припуск, що знімається, м;

$$y_{cm} = \frac{\sigma}{K_{ш} \cdot c} \cdot \frac{Q_{ном}}{V_{кр}} - \text{значення величини пружного переміщення } y \text{ в умовах сталого процесу шліфування, м;}$$

м;

$$Q_{ном} = \pi \cdot D_{дет} \cdot B \cdot V_0 - \text{номінальна продуктивність обробки, м/с;}$$

$$V_0 - \text{швидкість радіальної подачі, м/с.}$$

Величини пружних переміщень  $y_n$  і  $y$  описуються показниковими функціями із різними основами. Тому графіки зміни величин  $y_n$  і  $y$  від кількості проходів круга  $n$  (рис. 4.19) мають той самий характер, хоча в кількісному відношенні значення  $y_n$  і  $y$  відрізняються. Отже, інтенсивність зміни величини пружного переміщення під час круглого внутрішнього поздовжнього і урізного шліфування різна, що становить інтерес у плані вибору оптимальної схеми шліфування.

Виразимо у залежності (4.163) величину припуску  $\Pi = V_0 \cdot \tau$ , де  $\tau = n \cdot \tau_0$  – час обробки, с;  $n$  – кількість обертів деталі;  $\tau_0 = \pi \cdot D_{дет} / V_{дет} -$

час одного оберту деталі, с;  $V_{dem}$  – швидкість деталі, м/с. Тоді маємо:  
 $\Pi = V_0 \cdot n \cdot \pi \cdot D_{dem} / V_{dem}$ . Підставимо у залежність (4.163) вирази  $\Pi$  і  $y_{cm}$ :

$$y = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{dem}}} \right). \quad (4.164)$$

У п. 4.6.1 введено позначення  $\alpha = \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{dem}}$  стосовно круглого внутрішнього поздовжнього шліфування і показано, що безрозмірна величина  $\alpha$  може бути як менше, так і більше одиниці. Припустимо, що поздовжня подача  $S$  дорівнює ширині круга  $B$ . Тоді безрозмірна величина  $\alpha$  прийме вигляд  $\alpha = \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{dem}}$ . Ця залежність справедлива як під час круглого внутрішнього поздовжнього, так і під час урізного шліфування (із безперервною радіальною подачею). Тоді залежність (4.164) опишеться:

$$y = y_{cm} \cdot \left( 1 - e^{-\alpha \cdot n} \right). \quad (4.165)$$

Розглядаючи в умовах круглого внутрішнього поздовжнього шліфування величину  $\varepsilon$  у вигляді  $\varepsilon = 1 + \alpha$ , залежність (4.160) опишеться:

$$y_n = y_{cm} \cdot \left[ 1 - (1 + \alpha)^{-n} \right]. \quad (4.166)$$

За одним значенням  $y_{cm}$  залежностей (4.165) і (4.166) відрізняються лише другими доданками. Чим менше другі доданки, тим більше  $y$ ,  $y_n$  і швидше в часі відбувається стабілізація процесу шліфування. Порівняємо другі доданки залежностей (4.165) і (4.166), для чого представимо їх у вигляді:

$$e^{-\alpha \cdot n} = 1 - \frac{y}{y_{cm}}, \quad (4.167)$$

$$(1 + \alpha)^{-n} = 1 - \frac{y_n}{y_{cm}}. \quad (4.168)$$

Після логарифмування залежностей (4.167) і (4.168) маємо:

$$n = -\frac{\ln\left(1 - \frac{y}{y_{cm}}\right)^{-1}}{\alpha}; \quad (4.169)$$

$$n = -\frac{\ln\left(1 - \frac{y_n}{y_{cm}}\right)^{-1}}{\ln(1 + \alpha)}. \quad (4.170)$$



Як впливає із залежностей (4.169), (4.170) і табл. 4.8, зі збільшенням безрозмірної величини  $\alpha$  кількість обертань оброблюваної деталі  $n$  зменшується, тобто за менший час у технологічній системі досягається найбільша величина пружного переміщення.

Таблиця 4.8 – Розрахункові значення величини  $\ln(1+\alpha)$  залежно від безрозмірної величини  $\alpha$

$\alpha$	0	0,1	0,3	0,5	1	2
$\ln(1+\alpha)$	0	0,1	0,27	0,4	0,7	1,1

За невеликих значень безрозмірної величини  $\alpha$  (у межах  $0 \dots 0,5$ ) її розбіжність із величиною  $\ln(1+\alpha)$  несуттєва. Зі збільшенням  $\alpha$  ця розбіжність збільшується і за умови  $\alpha=2$  стає фактично дворазовою.

Припустимо, що значення  $y_{cm}$  для двох розглянутих схем однакові, а  $y = y_n$ , тобто величини пружних переміщень, що утворюються у технологічній системі під час круглого внутрішнього урізного і поздовжнього шліфування дорівнюють одна одній. Тоді, виходячи із залежностей (4.169) і (4.170), кількість обертань оброблюваної деталі  $n$  до моменту досягнення у технологічній системі величини пружного переміщення, рівного  $y = y_n$ , під час круглого внутрішнього урізного шліфування буде менше, ніж під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування.

Цим показано, що під час круглого внутрішнього урізного шліфування можна за менший час досягти сталого значення пружного переміщення. Це призводить до збільшення продуктивності обробки. Із урахуванням наведеного, графік залежності  $y-n$  під час круглого внутрішнього урізного шліфування розташований вище аналогічного графіка під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування (рис. 4.19). Отже, під час внутрішнього шліфування доцільно використовувати безперервну радіальну подачу замість радіальної подачі, яка дискретно змінюється у часі. При цьому шліфування можна виконувати як з поздовжньою подачею, так і без неї.

Другий доданок залежності (4.160) визначає величину пружного переміщення на етапі виходжування під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування. Вона описується залежністю (4.147), у якій замість глибини шліфування  $t$  необхідно розглядати величину  $y_{cm}$ :

$$y_n = y_{cm} \cdot \varepsilon^{-n} = y_{cm} \cdot (1+\alpha)^{-n}. \quad (4.171)$$

Величина пружного переміщення на етапі виходжування під час круглого внутрішнього урізного шліфування описується залежністю [101]:

$$y = y_{cm} \cdot e^{-\frac{n}{\alpha} y_{cm}} = y_{cm} \cdot e^{-\alpha \cdot n}. \quad (4.172)$$

Як видно, залежність (4.172) дорівнює другому доданку залежності (4.161), тобто чим менше другий доданок залежності (4.163), тим менше величина пружного переміщення  $y$  під час виходжування й тим вище точність обробки. Розв'яжемо залежності (4.172) і (4.171) відносно  $n$ :

$$n = \frac{\ln \frac{y_{cm}}{y}}{\alpha}; \quad n = \frac{\ln \frac{y_{cm}}{y_n}}{\ln(1 + \alpha)}. \quad (4.173)$$

Отримані залежності подібні до залежностей (4.169) і (4.170). Очевидно, за умови  $y = y_n$  кількість обертань оброблюваної деталі  $n$  під час круглого внутрішнього урізного шліфування менше, ніж під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування. Тому домогтися заданої точності обробки за менший час можна під час внутрішнього шліфування із безперервною радіальною подачею.

#### 4.7. Дослідження механічних коливань під час шліфування та визначення умов їхнього зменшення

Поряд зі статичними пружними переміщеннями у технологічній системі, під час шліфування також виникають механічні коливання у радіальному і тангенціальному напрямках, які обумовлені силами інерції мас оброблюваної деталі та шліфувального круга. Тому розглянемо умови виникнення коливань у радіальному напрямі, які головним чином визначають похибки обробки. Подамо динамічну модель у вигляді одномасової системи з наведеною масою  $m$  та наведеною жорсткістю  $c$  (рис. 4.20), на яку у процесі внутрішнього шліфування діє радіальна складова  $P_y$  сили різання, що змінюється в часі, й пружно-відновлювальна сила  $c \cdot y$ .

Зважаючи на те, що під час внутрішнього шліфування жорсткість підсистеми шліфувального круга менше жорсткості підсистеми оброблюваної деталі, на першому етапі розглянемо коливання підсистеми шліфувального круга. Тоді наведену масу  $m$  і наведену жорсткість  $c$  динамічної моделі будуть визначати параметри підсистеми шліфувального круга. Виходячи із цьо-

го, складемо рівняння руху маси  $m$  у радіальному напрямі (вздовж осі  $oy$ ) без урахування дії сил опору [75]:

$$P_y - c \cdot y = m \cdot \ddot{y}. \quad (4.174)$$

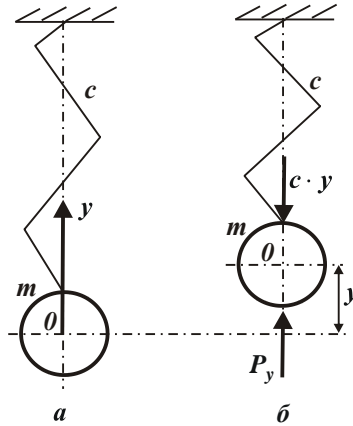


Рисунок 4.20 – Динамічна модель у вихідному (а) і навантаженому (б) станах

Радіальна складова сили різання  $P_y$  виражається залежністю:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{uu}} = \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (4.175)$$

Оскільки глибина шліфування  $t$  зменшується у процесі шліфування на величину  $y$ , радіальна складова сили різання  $P_y$  опишеться:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot (t - y) \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}}. \quad (4.176)$$

Підставляючи залежність (4.174) у рівняння (4.172), маємо:

$$m \cdot \ddot{y} + \left( c + \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}} \right) \cdot y = \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}} \quad (4.177)$$

або

$$m \cdot \ddot{y} + c_1 \cdot y = P_{y0}, \quad (4.178)$$

де  $c_1 = c + \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}};$

$$P_{y0} = \frac{\sigma}{K_{uu}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}}.$$

Як видно, жорсткість  $c_1$  технологічної системи під час шліфування більше вихідної жорсткості  $c$ . За суттю, жорсткість  $c_1$  визначає "жорсткість процесу різання під час шліфування". Вона тим більше, чим більше жорсткість технологічної системи  $c$ , відношення  $\sigma/K_{ш}$ , поздовжня подача  $S$  та відношення  $V_{дем}/V_{кр}$ . Одержимо часткове рішення рівняння (4.178):

$$y = \frac{P_{y0}}{c_1} = \frac{t}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}}\right)} = y_{стат}, \quad (4.179)$$

де  $y_{стат}$  – статичне переміщення маси  $m$  у радіальному напрямі від дії радіальної складової сили різання  $P_{y0}$ .

У результаті прийшли до залежності (4.132), яка визначає величину  $y$  під час несталого у часі процесу шліфування. Загальне рішення диференціального рівняння (4.178) [75]:

$$y = A_1 \cdot \sin p\tau + A_2 \cdot \cos p\tau + y_{стат}, \quad (4.180)$$

де  $\tau$  – час обробки, с;

$$p = \sqrt{\frac{c_1}{m}} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot S \cdot \frac{V_{дем}}{V_{кр}}}{m}} \text{ – власна частота системи, Гц.}$$

Для визначення постійних  $A_1$  і  $A_2$ , які входять у залежність (4.180), прийнемо такі початкові умови:  $y(\tau=0)=0$ ,  $\dot{y}(\tau=0)=0$ .

Підкоряючи отримане рішення (4.180) початковим умовам, маємо:  $A_1 = 0$ ;  $A_2 = -y_{стат}$ . Тоді залежність (4.180) остаточно виразиться:

$$y = y_{стат} \cdot (1 - \cos p\tau). \quad (4.181)$$

На рис. 4.21 зображено графік зміни амплітуди коливань  $y$  в часі  $\tau$ . Як видно, амплітуда коливань  $y$  маси  $m$  у два рази більше її статичного переміщення  $y_{стат}$ . тобто  $y_{max} = 2 \cdot y_{стат} = \frac{2 \cdot t}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}}\right)}$ .

За умови  $\frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дем}} < 1$ , маємо  $y_{max} \rightarrow 2 \cdot t$ . Отже, за цією умовою у початковий момент шліфування круг буде періодично виходити із контакту із оброблюваним матеріалом, що призведе до порушення процесу знімання матеріалу під час шліфування та виникненню різного роду похибок обробки. Ця

умова, як вже зазначалося, реалізується під час шліфування шліфувальним кругом, коли відношення  $\sigma / K_{ш}$  приймає достатньо великі значення, або ж за відносно низькою жорсткістю технологічної системи  $c$ , що характерно для внутрішнього шліфування. Тому із метою вилучення небажаної цієї умови під час шліфування необхідно забезпечити зменшення відношення  $\sigma / K_{ш}$  і збільшення жорсткості технологічної системи  $c$ . Це призведе до зменшення амплітуди коливань  $y_{max}$ .

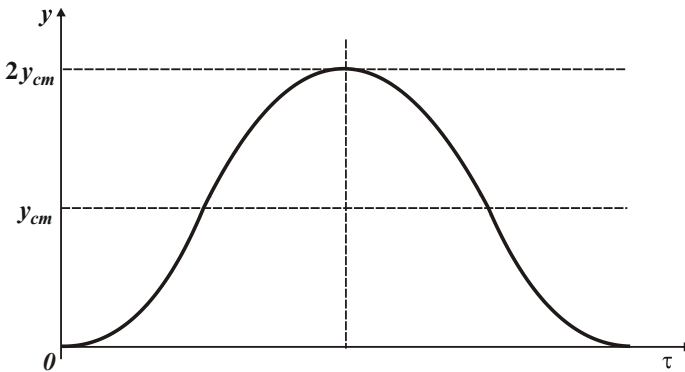


Рисунок 4.21 – Зміна амплітуди коливань  $y$  в часі  $\tau$

Заслугує на особливу увагу також той факт, що власна частота коливань системи  $p$  із затупленням шліфувального круга (у зв'язку зі збільшенням відношення  $\sigma / K_{ш}$ ) буде збільшуватися. Очевидно, цим можна пояснити спостережуване на практиці збільшення частоти коливань технологічної системи й супровіджуючий її "свист", який підсилюється із часом обробки й вимагає припинення процесу шліфування. Аналогічне явище спостерігається й під час точіння (розточуванні отворів), що вказує на однакові умови виникнення коливань в умовах різання матеріалів.

Необхідно зазначити, що виникаючі, таким чином, коливання, у зв'язку з присутністю у технологічній системі сил опору, із часом обробки будуть загасати, якщо у системі не з'явиться нове джерело змушених коливань або автоколивань, яке буде постійно їх підтримувати у процесі шліфування. Вивченню причин виникнення коливань під час різання матеріалів у науково-технічній літературі приділена велика увага. Тому в цій роботі обмежимося проведеним аналізом, вважаючи найважливішою умовою зменшення коли-

вань – умову  $\frac{K_{ш} \cdot c}{\sigma \cdot S} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} > 1$ . Виконання цієї умови дозволить вилучити пе-

ріодичний вихід шліфувального круга із контакту із оброблюваним матеріалом, суттєво зменшить амплітуду коливань і, таким чином, забезпечить необхідні показники точності обробки.

#### **4.8. Закономірності управління пружними переміщеннями у технологічній системі під час шліфування**

Метод шліфування забезпечує високі показники точності та шорсткості оброблених поверхонь завдяки здійсненню найтонших мікрорізів абразивними зернами та зменшенню сили різання. Однак пружні переміщення, що виникають у технологічній системі під час різання, не дозволяють повною мірою реалізувати потенційні можливості цього прогресивного методу фінішної механічної обробки, що в кінцевому підсумку призводить до зниження точності та продуктивності обробки. Тому знання закономірностей управління пружними переміщеннями у технологічній системі під час шліфування має велике теоретичне та практичне значення з точки зору підвищення точності та продуктивності обробки, особливо, в умовах шліфування з недостатньо жорсткою технологічною системою. Із урахуванням сказаного, у роботі обґрунтовано умови підвищення ефективності процесу шліфування на основі управління пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі.

У роботах [36; 39; 71; 100] показано, що пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, обумовлені, головним чином, інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, оскільки частка енергії тертя у загальному енергетичному балансі процесу шліфування значно перевищує частку енергії різання абразивними зернами. Із цим, здебільшого, пов'язана проблема досягнення необхідних високих показників точності обробки.

Із метою зменшення негативного впливу пружних переміщень на точність обробки запропоновано застосовувати високопродуктивні цикли шліфування [36], які засновані на управлінні пружними переміщеннями у процесі шліфування, а також виконувати оптимізацію параметрів режиму шліфування за критерієм точності обробки [58]. Однак для ефективного вирішення цих завдань необхідно розробити математичні моделі визначення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час шліфування, оскільки відомі у науково-технічній літературі рішення засновані, в основному, на результатах експериментальних досліджень.

**Теоретичний аналіз параметрів плоского шліфування із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі.** Як відомо [58], величина пружного переміщення  $y$  під час плоского багатопрохідного шліфування за жорсткою схемою визначається радіальною складовою сили різання  $P_y = P_z / K_{ш}$ , яка врівноважується пружно-відновлюючою силою  $P_y = c \cdot y = c \cdot (t_n \cdot n - t \cdot n)$ , що виникає у технологічній системі, де  $P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дем} \cdot t}{V_{кр}}$  – тангенціальна складова сили різання, Н;  $K_{ш}$  – коефіцієнт шліфування;  $\sigma$  – умовне напруження різання, Н/м<sup>2</sup>;  $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$  – фактична продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;  $B$  – ширина шліфування, м;  $V_{дем}$ ,  $V_{кр}$  – відповідно, швидкості деталі та круга, м/с;  $t_n$ ,  $t$  – відповідно, номінальна та фактична глибини шліфування, м;  $c$  – жорсткість технологічної системи, Н/м;  $n$  – кількість проходів круга.

Після порівняння цих двох сил отримано спрощену залежність для визначення фактичної глибини шліфування:

$$t = \frac{t_n}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дем}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}\right)}. \quad (4.182)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  фактична глибина шліфування  $t$  постійно збільшується, асимптотично наближаючись до номінальної глибини шліфування  $t_n$ . Отже, фактична глибина шліфування  $t$  завжди менше за номінальну глибину шліфування  $t_n$  і визначається значенням другого доданку у знаменнику залежності (4.182). Збільшити величину  $t$  можна зменшенням інтенсивності силової навантаженості процесу шліфування, що визначається відношенням параметрів  $\sigma / K_{ш}$  шляхом зменшення тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом та підвищення ріжучої здатності шліфувального круга. Збільшення жорсткості технологічної системи  $c$  та зменшення ширини шліфування  $B$  і відношення  $V_{дем} / V_{кр}$  також сприяють збільшенню фактичної глибини шліфування  $t \rightarrow t_n$ . Тому із точки зору збільшення величини  $t$  та, відповідно, фактичної продуктивності обробки  $Q$  відношення  $V_{дем} / V_{кр}$  необхідно зменшувати шляхом зменшення швидкості деталі  $V_{дем}$  та збільшення швидкості круга  $V_{кр}$ .

За таким же законом змінюється і фактична продуктивність обробки:

$$Q = B \cdot V_{\text{дем}} \cdot t = \frac{Q_{\text{ном}}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дем}}}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (4.183)$$

де  $Q_{\text{ном}} = B \cdot V_{\text{дем}} \cdot t_n$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с.

Відмінність значень  $t$  і  $t_n$ , а також значень  $Q$  і  $Q_{\text{ном}}$  обумовлена виникненням у технологічній системі пружного переміщення  $y$ , що визначається залежністю:

$$y = (t_n \cdot n - t \cdot n) = \frac{t_n \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дем}}}\right)} = \frac{t_n}{\left(\frac{1}{n} + \frac{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дем}}}\right)}. \quad (4.184)$$

Із залежності (4.184) витікає, що за умови  $n=0$  величина пружного переміщення дорівнює нулю ( $y=0$ ), а за умови  $n \rightarrow \infty$ , внаслідок переважання у знаменнику залежності (4.184) другого доданку, величина пружного переміщення  $y$  дорівнює:

$$y = y_{\text{см}} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дем}} \cdot t_n}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ном}}}{K_{\text{ш}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_{y_{\text{см}}}}{c}, \quad (4.185)$$

де  $y_{\text{см}}, P_{y_{\text{см}}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{ном}}}{K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}$  – сталі значення величини пружного переміщення  $y$  та радіальної складової сили різання  $P_y$ .

Отже, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  величина пружного переміщення  $y$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $y_{\text{см}}$ . При цьому виконуються умови:  $t=t_n$  і  $Q=Q_{\text{ном}}$ .

Таким чином показано, що виникнення у технологічній системі пружного переміщення  $y$  негативно позначається на фактичній продуктивності обробки  $Q$  – вона стає меншою за номінальну продуктивність обробки  $Q_{\text{ном}}$ . Очевидно, для виконання умови  $Q=Q_{\text{ном}}$  необхідно виключити перехідний процес під час шліфування та на першому проході круга забезпечити виконання умови  $y = y_{\text{см}}$ .

Необхідно зазначити, що за інтенсивністю зміни залежність  $y-n$  відрізняється від аналогічних залежностей  $t-n$  і  $Q-n$ , оскільки структури отриманих залежностей (4.182), (4.183) і, відповідно, залежності (4.182) різні.

Для зручності аналізу залежність (4.184) із урахуванням залежності (4.185) можна подати у вигляді:



$$y = \frac{1}{\left(\frac{1}{n \cdot t_n} + \frac{1}{y_{cm}}\right)} = \frac{y_{cm}}{\left(1 + \frac{y_{cm}}{n \cdot t_n}\right)}. \quad (4.186)$$

Із залежності (4.186) витікає, що за умови  $n=0$  величина пружного переміщення  $y=0$ , а за умови  $n \rightarrow \infty$ , відповідно,  $y \rightarrow y_{cm}$ .

За таким самим законом змінюється і пружно-відновлююча сила  $P_y = c \cdot y$ , що виникає у технологічній системі, та дорівнює радіальній складовій сили різання:

$$P_y = \frac{c \cdot t_n \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дем}}\right)} = \frac{c \cdot t_n}{\left(\frac{1}{n} + \frac{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дем}}\right)}. \quad (4.187)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів круга  $n$  радіальна складова сили різання  $P_y$  безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення  $P_{y_{cm}} = \frac{\sigma \cdot Q_{НОМ}}{K_{ш} \cdot V_{кр}}$  (за умови  $n \rightarrow \infty$ ).

**Порівняння спрощеної та уточненої залежностей для визначення величини пружного переміщення, що виникає у технологічній системі.** Необхідно зазначити, що залежність (4.186) є спрощеною, тому її доцільно порівняти із уточненою залежністю (4.111) для визначення величини пружного переміщення  $y$  за умови  $y_{cm} = B_1 \cdot t_n$ :

$$y = y_{cm} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{t_n}{y_{cm}}\right)^n} \right]. \quad (4.188)$$

Для вихідних даних:  $t_n = 10$  мкм;  $y_{cm} = 40$  мкм залежності (4.186) і (4.188), відповідно, набувають вигляду:

$$y = \frac{40}{\left(1 + \frac{4}{n}\right)}; \quad (4.189)$$

$$y = 40 \cdot \left[ 1 - \frac{1}{1,25^n} \right]. \quad (4.190)$$

У табл. 4.9 наведено розраховані за залежностями (4.189) та (4.190) значення величини  $y$  від кількості проходів круга  $n$ .

Таблиця 4.9 – Розрахункові значення пружного переміщення  $y$  (у мкм)

$n$	0	1	2	5	10	50	100
Залежність (4.189)	0	8	13,3	22,2	28,6	37	39,9
Залежність (4.190)	0	8	14,4	26,9	35,7	39,94	–

Як видно, розрахунки за залежністю (4.189) призводять до більших значень величини пружного переміщення  $y$ , відповідно, до більш швидшого наближення величини  $y$  до сталого значення  $y_{cm}$  зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ . Проте структурно залежності (4.186) та (4.188) збігаються, оскільки містять одні й ті самі параметри –  $t_n$  і  $y_{cm}$ , причому залежність (4.186) представлено у більш простішому і зручному для аналізу вигляді. Це вказує на доцільність застосування спрощеної залежності (4.186) для вирішення практичних завдань, що відкриває нові технологічні можливості пошуку найбільш перспективних напрямів підвищення ефективності шліфування, а також процесів лезової обробки.

Враховуючи однаковий характер зміни величини пружного переміщення  $y$  від кількості проходів круга  $n$  у залежностях (4.186) і (4.188), слід розглянути можливість математичного перетворення залежності (4.188) до вигляду залежності (4.186). Величина  $(1 + t_n / y_{cm})^n$ , що входить до знаменника залежності (4.188), є біноміальним рядом:

$$(1 + \alpha)^n = 1 + n \cdot \alpha + \frac{n \cdot (n-1)}{1 \cdot 2} \cdot \alpha^2 + \frac{n \cdot (n-1) \cdot (n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot \alpha^3 + \dots, \quad (4.191)$$

де  $\alpha = t_n / y_{cm} < 1$ .

Для  $n=1$  маємо:  $(1 + \alpha)^1 = 1 + 1 \cdot \alpha$ ;

для  $n=2$  маємо:  $(1 + \alpha)^2 = 1 + 2 \cdot \alpha + \alpha^2$ ;

для  $n=3$  маємо:  $(1 + \alpha)^3 = 1 + 3 \cdot \alpha + 3 \cdot \alpha^2 + \alpha^3$ ;

для  $n=4$  маємо:  $(1 + \alpha)^4 = 1 + 4 \cdot \alpha + 6 \cdot \alpha^2 + 4 \cdot \alpha^3 + \alpha^4$  та ін.

Очевидно, за умови  $\alpha < 1$  визначальними у наведених залежностях є перші два доданки. Тому у першому наближенні можна біноміальний ряд розглядати у вигляді:  $(1 + \alpha)^n = 1 + n \cdot \alpha$  або

$$\left(1 + \frac{t_n}{y_{cm}}\right)^n = 1 + n \cdot \frac{t_n}{y_{cm}}. \quad (4.192)$$

Після підстановки виразу (4.192) у залежність (4.188), отримано:

$$y = \frac{y_{cm}}{\left(1 + \frac{y_{cm}}{n \cdot t_n}\right)}. \quad (4.193)$$

У результаті дійшли до залежності (4.186). Отже, прийняті спрощення щодо радіальної складової сили різання  $P_y$ , яка дорівнює пружно-відновлюючій силі, еквівалентні спрощенню біноміального ряду, що відповідає переходу від величини  $(1 + t_n / y_{cm})^n$  до величини  $1 + n \cdot t_n / y_{cm}$ . Як показали розрахунки (табл. 4.9), розбіжність величин  $(1 + t_n / y_{cm})^n$  і  $1 + n \cdot t_n / y_{cm}$  виявляється зі збільшенням кількості проходів круга  $n$ , тобто за умови досягнення значень пружного переміщення  $y$ , близьких до сталого значення  $y_{cm}$ . За умови  $y < y_{cm}$  розбіжність значень пружного переміщення  $y$ , розрахованих за залежностями (4.189) і (4.190), незначні і цілком прийнятні для практичних розрахунків. Таким чином, математично обґрунтовано ступінь розходження спрощеної та уточненої аналітичних залежностей для визначення величини пружного переміщення  $y$  та доведено можливість практичного використання спрощеної залежності.

Із залежності (4.193) витікає, що основним шляхом зменшення величини пружного переміщення  $y$  і, відповідно, підвищення точності обробки є зменшення сталого значення величини пружного переміщення  $y_{cm}$  [58; 70]. Підвищити продуктивність обробки можна шляхом виключення під час шліфування перехідного процесу, тобто створення у технологічній системі початкового натягу, що дорівнює величині  $y_{cm}$ , та здійснення процесу шліфування за схемою виходжування. Отримане теоретичне рішення використано під час розроблення та впровадження у виробництво ефективних технологічних операцій шліфування високоточних деталей машин та систем, у тому числі авіаційно-космічного призначення.

#### **4.9. Підвищення ефективності обробки великогабаритних деталей металургійного призначення зі зносостійкими наплавочними матеріалами**

У даний час широко використовують методи зміцнення робочих (контактних) поверхонь відповідальних виробів високотвердими зносостійкими наплавочними матеріалами. Це кардинально вирішує проблему підвищення

ресурсу та надійності їх роботи. Однак при цьому виникає складна проблема механічної обробки даних поверхонь, яка обумовлена: 1) високою твердістю наплавочних матеріалів (*HRC* 62 – 63); 2) необхідністю знімання великих припусків – до 7 мм на сторону й більше; 3) високими вимогами за точністю, шорсткістю та якістю поверхневого шару оброблюваних виробів.

Традиційно обробка наплавочних матеріалів здійснюється шліфуванням абразивними кругами й різанням лезовими інструментами, які виготовлені з твердих сплавів і синтетичних надтвердих матеріалів (СТМ). У ряді випадків виявилось ефективним застосування алмазного шліфування, особливо алмазного електроерозійного шліфування, що забезпечує підтримання в процесі високої ріжучої здатності алмазних кругів на високоміцних металевих зв'язках. Разом з тим, ці методи дозволили досягти високих результатів в умовах обробки наплавочних матеріалів твердістю менш *HRC* 60. В умовах обробки наплавочних матеріалів твердістю більш *HRC* 60 проблема не вирішена. Особливо це відноситься до обробки робочих контактних поверхонь (зміцнених наплавочними матеріалами твердістю *HRC* 62 – 63) малих і великих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, а також інших великогабаритних виробів металургійного призначення (прокатних валків та ін.). У даний час обробка поверхонь цих виробів здійснюється методом круглого абразивного шліфування й характеризується надзвичайно високою трудомісткістю (обробка триває більше двох тижнів) у зв'язку із необхідністю забезпечення значних вимог за точністю і якістю поверхневого шару деталі під час знімання припусків до 7 мм на сторону. Крім того, має місце велика витрата абразивних кругів. Спроби застосування більш прогресивного методу алмазного шліфування не дали позитивних результатів, оскільки алмазні круги на міцних металевих зв'язках швидко затуплялися і засальовалися, а організація їх електроерозійного правлення виявилася малоефективною. Також малоефективною виявилася й лезова обробка у зв'язку з інтенсивним зношуванням і руйнуванням ріжучих інструментів. Застосування сучасних твердосплавних і алмазних різців виробництва провідних зарубіжних фірм за стійкістю виявилось економічно неприйнятним. Тому важливо розробити науково обгрунтовану концепцію вирішення наукової та практичної проблеми високоякісної та високопродуктивної обробки зазначених вище деталей і на її основі здійснити оцінювання та вибір найбільш ефективних технологічних методів, схем і умов механічної обробки.

Для нормального функціонування засипних апаратів доменних печей необхідно забезпечити щільне прилягання контактних (робочих) поверхонь

конусів і чаш. Тому слід забезпечити високу точність обробки їх наплавлених поверхонь. При цьому необхідно забезпечити, головним чином, точність форми оброблюваних поверхонь, оскільки під час контролю з'єднання чаші та конуса не повинно пропускати воду. У зв'язку з цим, проведено теоретичні дослідження точності обробки під час шліфування, яка визначається пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі. Встановлено, що найбільш продуктивним циклом круглого шліфування, що забезпечує задану точність обробки, є цикл, що включає етап прискореного створення у технологічній системі початкового натягу, а потім шліфування за схемою виходжування (рис. 4.22). Основний час обробки у цьому випадку визначається залежністю [67]:

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln\left(\frac{y_{см}}{y_0}\right), \quad (4.194)$$

де  $D_{дет}$ ,  $l$  – діаметр і довжина оброблюваної деталі, м;

$y_{см} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}}$  – сталі значення величини пружного переміщення  $y$ , м;

$Q_{ном} = S \cdot V_{дет} \cdot t_n$  – номінальна продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$S$  – поздовжня подача, м/об.;

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

$t_n$  – номінальна глибина шліфування, м;

$V_{кр}$  – швидкість круга, м/с;

$y_0$  – задана похибка обробки (після виходжування), м.

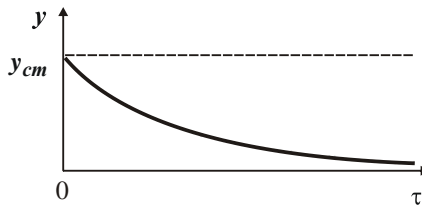


Рисунок 4.22 – Залежність  $y$  від  $\tau$  (оптимальний цикл шліфування)

У випадку  $\Pi \gg y_{см}$  (де  $\Pi$  – величина припуску, що знімається, м) доцільно використовувати цикл шліфування, показаний на рис. 4.23. У цьому випадку між величиною  $y_{см}$  і номінальною продуктивністю обробки  $Q_{ном}$  існує пропорційна зв'язок, що визначається залежністю:

$$y \approx y_{cm} = \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{K_{ш} \cdot c \cdot V_{кр}} \quad (4.195)$$

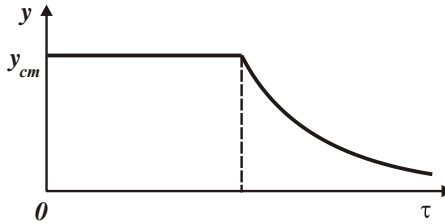


Рисунок 4.23 – Залежність пружного переміщення  $y$  від часу обробки  $\tau$  (цикл шліфування, що включає етапи чорнового шліфування і виходжування)

Отже, основними умовами підвищення номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$  із урахуванням обмеження за точністю обробки  $\epsilon$  (рис. 4.24): застосування багатопрхідного, глибинного шліфування та шліфування за пружною схемою, оскільки, відповідно до залежності (4.195), величина  $y_{cm}$  не залежить від схеми шліфування, а визначається номінальною продуктивністю обробки  $Q_{ном}$ .



Рисунок 4.24 – Структурна схема умов підвищення продуктивності обробки

Необхідно зазначити, що створення та безперервне підтримання у технологічній системі заданого натягу  $y_{cm}$  є основним напрямом ефективного здійснення процесу круглого шліфування робочих контактних поверхонь (зміцнених наплавочними матеріалами твердістю  $HRC\ 62 - 63$ ) малих і великих конусів і чаш засипних апаратів доменних печей, оскільки даний процес здійснюється в умовах низької жорсткості технологічної системи. Встановлено, що жорсткість застосовуваної на практиці системи, створеної на базі токарно-карусельного верстата, становить всього 3000 Н/мм. Тому визначення оптимального значення натягу  $y_{cm}$  є важливим завданням. Підтримка у процесі шліфування заданого значення  $y_{cm}$  дозволить забезпечити рівність фактичної й номінальної глибин шліфування, тобто максимальне використання ріжучих властивостей шліфувального круга.

Зменшити похибку обробки без зменшення номінальної продуктивності обробки  $Q_{ном}$  можна зменшенням умовного напруження різання (енергоємності обробки)  $\sigma$  і збільшенням параметрів  $K_{ш}$ ,  $c$  і  $V_{кр}$ . Це досягається, у першу чергу, забезпеченням високої ріжучої здатності шліфувального круга. Оскільки, як відомо, під час шліфування умовне напруження різання  $\sigma$  завжди більше, ніж під час різання лезовим інструментом, то доцільно під час фінішної обробки переходити від шліфування до лезової обробки. Також отримано аналітичну залежність для визначення похибки форми отвору в деталі під час лезової обробки (точіння, розточування й розсвердлювання) [59]:

$$y_n = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}, \quad (4.196)$$

де  $\Delta_0$  – вихідна похибка обробки, м;

$K_{pi3} = P_z / P_y$  – коефіцієнт різання;

$\varphi$  – кут різця (свердла) у плані;

$n$  – кількість проходів інструмента.

Із залежності (4.196) витікає, що, зі збільшенням кількості проходів інструмента  $n$  з'являється можливість зменшення величини похибки  $y_n$  до не-

обхідного значення. Як видно, за умови  $\frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \ll 1$  фактично не можна

усунути вихідну похибку обробки  $\Delta_0$ , оскільки матиме місце копіювання похибки. Тому необхідно зменшувати відношення  $\sigma / K_{pi3}$ , подачу  $S$  і збільшу-

вати жорсткість технологічної системи  $c$ . Чим більше вираз, який знаходиться у дужках знаменника залежності (4.19б), тим менше значення  $n$  для досягнення заданої точності й, відповідно, менше час обробки. Очевидно, під час лезової обробки  $n$  буде менше, ніж під час шліфування, оскільки менше відношення  $\sigma / K_{pi3}$ .

Виконати цю умову під час розсвердлювання отвору можна шляхом здійснення певного числа проходів свердла, збільшуючи з кожним проходом діаметр свердла, оскільки в умовах обробки свердлом з однаковим діаметром відбуватиметься "розбивка" отвору. Це принципово нове теоретичне рішення, яке узгоджується із практикою свердління. Цими дослідженнями показано можливість досягнення необхідної точності за умови забезпечення високої продуктивності обробки як під час шліфування, так і лезової обробки, що відкриває нові перспективи підвищення ефективності механічної обробки наплавлених контактних поверхонь чаш, конусів та інших великогабаритних виробів металургійного призначення.

## Висновки

1. Проведено теоретичний аналіз закономірностей стружкоутворення у процесі різання. Розкрито закономірності виникнення автоколивань під час лезової обробки та шліфування. Це дозволило отримати важливі теоретичні рішення, що виключають виникнення автоколивань, особливо, під час шліфування. Вони полягають у зменшенні радіусів округлення вершин зерен круга шляхом застосування ефективних методів правлення круга, застосуванні кругів із синтетичних надтвердих матеріалів та ефективних технологічних середовищ, що забезпечують підвищення ріжучої здатності круга шляхом збільшення граничних значень відношення товщини зрізу і радіуса округлення вершин зерен круга, за якими процес тертя і пластичного деформування оброблюваного матеріалу переходить у процес різання із утворенням стружки.

2. Проведено теоретичний аналіз умов формування параметрів точності обробки з урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі, і обґрунтовано основні шляхи інтенсифікації процесів різання з урахуванням вимог за точністю обробки. Показано, що основною умовою підвищення продуктивності обробки з урахуванням обмеження за точністю розміру оброблюваної деталі є застосування схеми обробки без поперечної подачі з початковим натягом у технологічній системі (наприклад, на етапі ви-



ходжування під час шліфування). Теоретично доведено, що реалізувати цю умову можна застосуванням пружною схеми обробки з фіксованим радіальним зусиллям.

3. Аналітично описано параметри точності розміру й форми оброблюваного отвору при його розточуванні та розсвердлюванні. Обґрунтовано закономірності формування похибок обробки отворів при багатопрхідному зніманні припуску для різних методів обробки. Встановлено, що зі збільшенням кількості проходів інструмента неспіввісність оброблюваного отвору зменшується за геометричною прогресією, а похибка розміру обробки, навпаки, збільшується. Виходячи із цього, доведено доцільність зняття припуску під час розточування за декілька проходів інструмента та обґрунтовано умови підвищення точності обробки отворів. Виявлено відмінні риси утворення похибок обробки під час розточування та розсвердлювання отворів і показано ефективність застосування процесу розточування для високоточної обробки отворів. Надано практичні рекомендації.

4. Отримано нове теоретичне рішення щодо закономірностей формування похибок обробки під час розсвердлювання отвору. Доведено, що забезпечити необхідну точність обробки отвору можна шляхом застосування багатопрхідної обробки свердлами різного діаметра, збільшуючи на кожному проході діаметр свердла. Визначено найменший основний час обробки із урахуванням обмеження за точністю оброблюваного отвору. Встановлено, що оптимальне уточнення на кожному проході свердла однаково і дорівнює числу  $e \approx 2,72$ .

5. Обґрунтовано умови підвищення точності та продуктивності обробки під час плоского шліфування на основі управління пружними переміщеннями. Встановлено, що зі збільшенням кількості проходів круга в умовах багатопрхідного шліфування величина пружного переміщення, фактична глибина шліфування, фактична продуктивність обробки та радіальна складова сили різання безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до номінальних значень. Зменшити величину пружного переміщення без зменшення номінальної продуктивності обробки у цих умовах можна шляхом зменшення умовного напруження різання та збільшення швидкості круга і жорсткості технологічної системи. Це досягається підвищенням ріжучої здатності круга та зменшенням тертя зв'язки круга із продуктами обробки, застосовуючи ефективні методи правлення круга. Показано, що основним шляхом зменшення величини пружного переміщення і, відповідно, підвищення точності обробки є зменшення сталого у часі значення пружного переміщення.

## Розділ 5

### Оптимізація параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки

#### 5.1. Математична модель визначення собівартості лезової обробки деталей машин

Як відомо, узагальнюючим показником ефективності технологічного процесу є собівартість виробу (продукції). Собівартість промислової продукції – це виражені в грошовій формі поточні витрати підприємства на її виробництво й збут. Собівартість – один із найважливіших якісних показників, що характеризують усі сторони діяльності підприємства. Зниження собівартості – найважливіший шлях до підвищення ефективності промислового виробництва. Визначенню собівартості виготовлення продукції приділяють значну увагу [18]. Однак, під час вибору оптимального варіанта технологічного процесу виготовлення деталей за критерієм мінімально можливої собівартості використовують, як правило, результати експериментальних досліджень, отриманих для цілком конкретних умов обробки. Це дозволяє отримати рішення, що охоплюють ”вузькі” діапазони досліджуваних параметрів, тоді як для обґрунтованого вибору оптимального варіанта обробки необхідно мати у своєму розпорядженні загальні рішення, які справедливі у широких діапазонах параметрів і можуть бути отримані лише аналітичними методами. У зв'язку із цим важливим та актуальним питанням є аналітичне описання собівартості обробки деталей і теоретичний аналіз шляхів її зменшення.

У загальному випадку із урахуванням двох змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника та витратою інструментів, собівартість обробки  $C$  визначається залежністю [31]:

$$C = N \cdot \tau_o \cdot S_{\text{год}} \cdot k_D + N \cdot \frac{\tau_0}{T} \cdot Ц, \quad (5.1)$$

де  $N$  – кількість деталей, що виготовляються;

$\tau_o$  – основний технологічний час обробки, год.;

$S_{\text{год}}$  – годинна тарифна ставка робітника, грн./год.;

$k_D$  – коефіцієнт, що враховує нарахування на тарифну ставку робітника;

$T$  – стійкість інструмента, год.;

$Ц$  – ціна інструмента, грн.

Для найпоширенішого методу механічної обробки – точіння, маємо:

$$\tau_o = i \cdot \frac{L}{S_{\text{позд}}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot \Pi \cdot L}{V \cdot t \cdot S}, \quad (5.2)$$

де  $i = \Pi / t$  – кількість поздовжніх ходів інструмента;

$L$  – довжина ходу інструмента, м;

$S_{\text{позд}} = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дем}}}$  – швидкість поздовжньої подачі, м/с;

$V$  – швидкість різання, м/с;

$S$  – подача, м;

$t$  – глибина різання, м;

$\Pi$  – величина припуску, що знімається, м;

$D_{\text{дем}}$  – діаметр деталі, м.

Чисельник у залежності (5.2) дорівнює об'єму матеріалу, що знімається, а знаменник – продуктивності обробки  $Q = V \cdot t \cdot S$ .

Стійкість інструмента  $T$  пов'язана із основним технологічним часом обробки  $\tau_o$  залежністю  $T = n \cdot \tau_o$ , де  $n$  – кількість деталей, оброблених одним інструментом.

Із використанням результатів багатofакторного планування експерименту стійкість інструмента  $T$  виражається залежністю [7]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (5.3)$$

де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні для певних умов обробки.

Після підстановки залежностей (5.2) і (5.3) у залежність  $T = n \cdot \tau_o$ , отримано:

$$n = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot \Pi \cdot L \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}; \quad (5.4)$$

$$M = \frac{N}{n} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot \Pi \cdot L \cdot N \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}{C_4}. \quad (5.5)$$

Приймаючи  $\mathcal{G}_{\text{сум}} = \pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot \Pi \cdot L \cdot N$  – сумарний об'єм матеріалу, що знімається із всіх деталей, та підставляючи залежності (5.2) і (5.5) у залежність (5.1), отримано:

$$C = \mathcal{G}_{\text{сум}} \cdot \left( \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_D}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\Pi}{C_4} \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \right). \quad (5.6)$$

Як витікає із залежності (5.6), за умови  $m_1, q, p > 1$  має місце екстремальна залежність собівартості обробки  $C$  від параметрів режиму різання  $V, t$  і  $S$ . Експериментально встановлено:  $m_1 > q > p, m_1 > 1$  (під час обробки сталей і чавунів різцями із твердих сплавів і швидкорізальних сталей  $m_1 = 2 \dots 10$ ). Параметри  $p$  і  $q$  залежно від умов обробки можуть бути більшими та меншими від одиниці. Розглядаючи випадок  $m_1 > 1; 0 < p < 1; 0 < q < 1$ , залежність (5.1) прийме вигляд:

$$C = g_{\text{сум}} \cdot \left( \frac{S_{\text{зод.}} \cdot k_D}{V \cdot t \cdot S} + \frac{C_4}{C_4} \cdot \frac{V^{m_1-1}}{t^{1-q} \cdot S^{1-p}} \right). \quad (5.7)$$

Зі збільшенням глибини різання  $t$  і подачі  $S$  собівартість обробки  $C$  безупинно зменшується, а зі збільшенням швидкості різання  $V$  – змінюється за екстремальною залежністю.

Екстремальні значення  $V$  і  $C$  визначаються за умови  $C'_V = 0$ :

$$V_{\text{екс}} = \left[ \frac{S_{\text{зод.}} \cdot k_D \cdot C_4}{(m_1 - 1) \cdot C_4 \cdot t^q \cdot S^p} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (5.8)$$

Екстремальне значення швидкості різання  $V_{\text{екс}}$  тим менше, чим більше  $t$  й  $S$ . Друга похідна  $C''_V$  в точці екстремуму – додатна величина, тому має місце мінімум функції  $C = f(V)$  (рис. 5.1). Підставляючи залежність (5.8) у (5.7), отримано:

$$C = g_{\text{сум}} \cdot m_1 \cdot \left( \frac{S_{\text{зод.}} \cdot k_D}{m_1 - 1} \right)^{1 - \frac{1}{m_1}} \cdot \left( \frac{C_4}{C_4} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{1-q}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}}}. \quad (5.9)$$

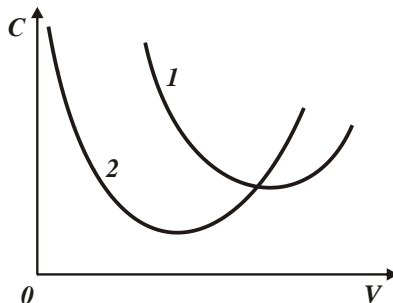


Рисунок 5.1 – Залежність собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$  за умови  $S = \text{const}$  ( $S_1 < S_2$ )

Собівартість обробки  $C$  тим менше, чим менше параметри  $\mathcal{A}_{\text{сум}}$ ,  $S_{\text{зод.}}$ ,  $k_D$ ,  $\mathcal{C}$  і більше  $C_4$ ,  $t$ ,  $S$ . Зменшити  $\mathcal{A}_{\text{сум}}$  можна зменшенням припуску  $\Pi$ , що знімається (для заданих значень  $L$ ,  $D_{\text{дем}}$ ). Продуктивність обробки  $Q$  у точці мінімуму функції  $C$  дорівнює:

$$Q = \left( \frac{C_4 \cdot S_{\text{зод.}} \cdot k_D}{(m_1 - 1) \cdot \mathcal{C}} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1 - \frac{q}{m_1}} \cdot S^{1 - \frac{p}{m_1}}. \quad (5.10)$$

Зі збільшенням глибини різання  $t$  і подачі  $S$  продуктивність обробки  $Q$  збільшується. Отже, досягти зменшення собівартості обробки  $C$  із одночасним збільшенням продуктивності обробки  $Q$  можна збільшенням глибини різання  $t$  і подачі  $S$ , а також зменшенням екстремального значення швидкості різання  $V_{\text{екс}}$  згідно із залежністю (5.8).

Після підстановки залежності (5.8) у (5.3), отримано:

$$T = \frac{(m_1 - 1) \cdot \mathcal{C}}{S_{\text{зод.}} \cdot k_D}. \quad (5.11)$$

Як видно, оптимальна стійкість інструмента  $T$  не залежить від параметрів режимів різання, а визначається економічними параметрами  $S_{\text{зод.}}$ ,  $k_D$ ,  $\mathcal{C}$ . Параметри  $S_{\text{зод.}}$  й  $k_D$  впливають на собівартість обробки  $C$  і стійкість інструмента  $T$ . Отже, між собівартістю обробки  $C$  і стійкістю інструмента  $T$  не існує цілком однозначної залежності. Параметр  $\mathcal{C}$  може змінюватися в більших межах, ніж  $S_{\text{зод.}}$  і  $k_D$ . Тому завдяки зниженню параметра  $\mathcal{C}$  можна зменшувати параметри  $C$  і  $T$ , тобто економічно ефективно працювати з мінімально можливими значеннями стійкості інструмента  $T$ .

Зменшення параметра  $\mathcal{C}$  приводить до збільшення продуктивності обробки  $Q$  і екстремального значення швидкості різання  $V_{\text{екс}}$ . Оскільки справедлива умова  $q < p$ , то глибина різання  $t$  у залежність (5.10) входить більшою мірою, ніж подача  $S$ . У зв'язку з цим доцільно, в першу чергу, збільшувати глибину різання  $t$  до величини припуску  $\Pi$ , що знімається, тобто обробку виконувати за один прохід інструмента.

Подачу  $S$  необхідно збільшувати з урахуванням технічних обмежень, наприклад, потужності верстата, міцності інструмента і привода верстата, шорсткості обробки та ін. Очевидно, за заданою площею поперечного перерізу зрізу ефективно збільшити глибину різання  $t$  і зменшити подачу  $S$ , що узгоджується із практичними даними.

Залежність (5.9) із урахуванням залежності (5.10) набуває вигляду:

$$C = g_{\text{сзм}} \cdot \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_{\text{Д}}}{Q} \cdot \frac{m_1}{(m_1 - 1)}. \quad (5.12)$$

Отримано залежність (5.7), у якій другий доданок виражено через перший. Значення собівартості обробки  $C$ , яке визначене із залежності (5.12), завжди більше від першого доданка у залежності (5.7) у  $m_1 / (m_1 - 1)$  разів. Виходячи з рис. 5.2, відношення  $m_1 / (m_1 - 1)$  змінюється у межах  $2 \dots 1,1$  зі збільшенням  $m_1$  від 2 до 10.

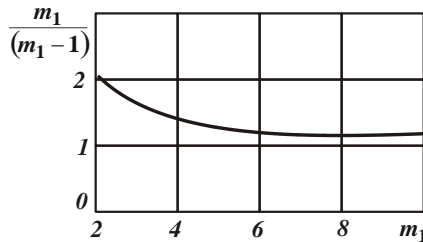


Рисунок 5.2 – Залежність відношення  $m_1 / (m_1 - 1)$  від  $m_1$

Зменшити собівартість обробки  $C$  можна, збільшуючи продуктивність обробки  $Q$  шляхом збільшення глибини різання  $t$ , подачі  $S$  і зменшення ціни інструмента  $C$ , відповідно до залежності (5.10). При цьому швидкість різання повинна встановлюватися відповідно до залежності (5.8). Таким чином показано, що зменшення собівартості обробки  $C$  досягаєтьс завдяки збільшенню продуктивності обробки  $Q$ . Причому, зменшити собівартість обробки  $C$  та відповідно збільшити продуктивність обробки  $Q$  можна як шляхом зміни параметрів режиму різання  $V$ ,  $t$  і  $S$ , так і шляхом зміни економічних параметрів  $S_{\text{зод}}$ ,  $k_{\text{Д}}$  і, особливо, ціни інструмента  $C$ , яка може змінюватися у широких межах. Це вказує на необхідність застосування економічних методів [96] під час вирішення технічних задач із визначення оптимальних варіантів обробки деталей.

Різного роду обмеження обробки, наприклад, точність і шорсткість обробки, приводять до обмеження параметрів режиму різання  $t$  й  $S$ , і згідно залежності (5.10), продуктивності обробки  $Q$ . Собівартість обробки  $C$  за залежністю (5.12) набуває відносно великих значень. Тому зменшити собівартість обробки  $C$  можна шляхом здійснення обробки у дві й більше операції.

Для більш глибокого аналізу умов забезпечення мінімально можливої собівартості обробки деталей, необхідно у другий доданок залежності (5.1) замість емпіричної формули (5.3) підставити залежність, установлену аналітичним шляхом. Це дозволить урахувати вплив на собівартість обробки ряду нових параметрів, які узагальнено виражаються у залежності (5.3) коефіцієнтом  $C_4$ , який установлено експериментально лише для конкретних умов обробки, тобто для “вузьких” діапазонів зміни розглянутих параметрів обробки.

## 5.2. Аналітичне визначення оптимальних параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки

Зниження собівартості й збільшення продуктивності металообробки є найважливішими умовами створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Велике значення при цьому має правильний вибір оптимальних параметрів режимів різання та характеристик ріжучих інструментів. Для вирішення завдання розрахунку економічно вигідних режимів різання проведемо спочатку аналіз зв'язку основного показника обробки – стійкості ріжучого інструмента з продуктивністю обробки на основі залежності (5.3).

Добуток параметрів  $t \cdot S$  під час поздовжнього точіння дорівнює площі поперечного перерізу зрізу  $S_0$ . Продуктивність обробки  $Q$  визначається залежністю  $Q = V \cdot t \cdot S$ . Тоді після перетворень залежності (5.3) маємо:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1-p} \cdot t^{q-p} \cdot Q^p}. \quad (5.13)$$

Після розв'язання залежності (5.13) відносно продуктивності обробки  $Q$ , отримано

$$Q = \left( \frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{V^{m_1-p} \cdot T} \right)^{\frac{1}{p}}. \quad (5.14)$$

Збільшити продуктивність обробки  $Q$  за умови  $T = const$  можна зменшенням швидкості різання  $V$  і збільшенням глибини різання  $t$ . Параметр  $t$  впливає на продуктивність обробки  $Q$  значно менше, ніж швидкість різання  $V$ . Отже, основною умовою підвищення продуктивності обробки  $Q$  необхідно розглядати зменшення швидкості різання  $V$ . Однак, це призведе до збільшення площі поперечного перерізу зрізу  $S_0 = Q/V$ , яка пов'язана з товщиною  $a$  і шириною  $b$  зрізу відношенням  $S_0 = a \cdot b$ .

Оскільки товщина зрізу  $a$  обмежена міцністю інструмента, збільшити  $S_0$  можна шляхом збільшення ширини зрізу  $b = t / \sin \varphi$  (де  $\varphi$  – кут різця в плані), тобто шляхом збільшення глибини різання  $t$ . Виходячи із цього, глибина різання  $t$  повинна приймати максимально можливе значення, рівне величині припуску, що знімається. Знаючи глибину різання  $t$ , можна визначити ширину зрізу  $b = t / \sin \varphi$  й площу поперечного зрізу  $S_0 = a \cdot b = t \cdot a / \sin \varphi$ , де товщина зрізу  $a$  визначається за умови забезпечення міцності інструмента. Представляючи залежність (5.3) у вигляді:

$$T = \frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{V^{m_1} \cdot S_0^p}, \quad (5.15)$$

для заданих значень  $T$ ,  $C_4$ ,  $t$ ,  $S_0$ , із залежності (5.15) визначається швидкість різання  $V$ :

$$V = \left( \frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T \cdot S_0^p} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \quad (5.16)$$

Після підстановки залежності (5.16) у залежність (5.14), визначено максимально можливу продуктивність обробки:

$$Q = \left( \frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot S_0^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (5.17)$$

Із урахуванням залежності  $S_0 = \frac{t \cdot a}{\sin \varphi}$  остаточно отримано:

$$Q = \left( \frac{C_4}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left( \frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (5.18)$$

Як видно, продуктивність обробки  $Q$  тим більше, чим більше параметри  $t$ ,  $a$  і менше  $T$ ,  $\varphi$ . Зважаючи на те, що  $T \approx 1/Q$ , ефективно обробку здійснювати із максимально можливою температурою різання  $\theta$ .

Подачу  $S$  слід вибрати за умови  $S = S_0 / t$ .

Найважливішим показником процесу різання є об'єм знятого матеріалу  $\mathcal{G} = Q \cdot t$  за період стійкості інструмента  $T$ . Із урахуванням залежності (5.18), маємо:

$$\mathcal{G} = C_4^{\frac{1}{m_1}} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left( \frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (5.19)$$



Збільшити об'єм знятого матеріалу  $\mathcal{G}$  можна збільшенням стійкості інструмента  $T$ , що відповідає збільшенню швидкості різання  $V$ , виходячи із залежності (5.16), і зменшенню продуктивності обробки  $Q$ , виходячи із залежності (5.18).

Із погляду на протилежний вплив стійкості інструмента  $T$  на параметри  $\mathcal{G}$  і  $Q$ , важливо провести аналіз собівартості обробки  $C$ , яка включає дві змінні статті витрат, пов'язані із заробітною платою робітника і вартістю інструментів, необхідних для обробки  $N$  деталей (сумарного знімання матеріалу об'ємом  $\mathcal{G}_0$ ). Кількість інструментів, необхідних для сумарного знімання матеріалу обсягом  $\mathcal{G}_0$ , дорівнює:

$$n = \frac{\mathcal{G}_0}{\mathcal{G}}, \quad (5.20)$$

де  $\mathcal{G}_0$  – об'єм матеріалу, що знімається одним інструментом за період його стійкості, м<sup>3</sup>.

Тоді, виходячи із роботи [93], маємо:

$$C = n \cdot T \cdot \mathcal{Z}_{\text{год}} \cdot k_D + n \cdot \mathcal{C}. \quad (5.21)$$

Після перетворень залежність (5.21) набуває вигляду:

$$C = \frac{\mathcal{G}_0 \cdot T^{m_1} \cdot \mathcal{Z}_{\text{год}} \cdot k_D}{C_4^{m_1} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}} + \frac{\mathcal{G}_0 \cdot \mathcal{C}}{C_4^{m_1} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}}. \quad (5.22)$$

Як видно, стійкість різального інструменту  $T$  неоднозначно впливає на собівартість обробки  $C$ . Існує екстремальне значення  $T$ . Для його визначення необхідно взяти похідну від функції  $C$  за величиною  $T$  й отримане вираження прийняти рівним нулю, тобто застосувати необхідну умову екстремуму (мінімуму), рис. 5.3. У результаті маємо:

$$T = \frac{\mathcal{C} \cdot (m_1 - 1)}{\mathcal{Z}_{\text{год}} \cdot k_D}. \quad (5.23)$$

Як видно, оптимальна стійкість інструмента  $T$  не залежить від параметрів режиму різання, а визначається економічними параметрами  $\mathcal{C}$ ,  $\mathcal{Z}_{\text{год}}$ ,  $k_D$  і показником  $m_1$ , обумовленим фізико-механічними властивостями інструментального і оброблюваного матеріалів.

Мінімальне значення собівартості обробки  $C$  визначається шляхом підстановки у залежність (5.22) залежності (5.23). Оскільки оптимальне значення

стійкості інструмента  $T$  не залежить від параметрів режиму різання, то характер впливу параметрів  $t$ ,  $a$ ,  $\varphi$  на мінімальне значення  $C$  визначається залежністю (5.22).

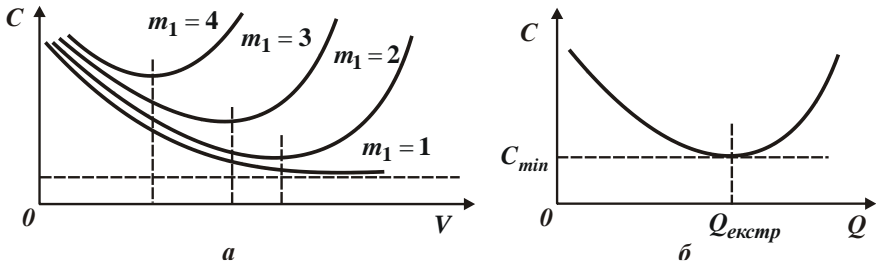


Рисунок 5.3 – Загальний вигляд залежності собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$  (а) та продуктивності обробки  $Q$  (б)

Зменшити мінімальне значення собівартості обробки  $C_{min}$  можна збільшенням глибини різання  $t$  і товщини зрізу  $a$ . Це досягається застосуванням сучасних збірних високопродуктивних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями із забезпеченням умов високошвидкісного різання.

### 5.3. Теоретичний аналіз собівартості лезової обробки

Для подальшого теоретичного аналізу собівартості лезової обробки слід залежність (5.1), що враховує дві змінні статті витрат під час обробки, пов'язані з заробітною платою робітника і вартістю витрачених інструментів, представити у вигляді:

$$C = N \cdot \tau \cdot S_{зод} \cdot k_D + M \cdot Ц, \quad (5.24)$$

де  $N$  – річна програма випуску виробів;

$\tau = \tau_1 + \tau_2$  – час обробки виробу, с;

$\tau_1$ ,  $\tau_2$  – основний і допоміжний час обробки виробу, с;

$M$  – кількість витрачених інструментів;

$Ц$  – ціна інструмента, грн.

Приймаючи  $\tau_1 = l/S$ ,  $\tau_2 = 0$ ,  $T = n \cdot \tau_1$ ,  $T = A/S^k$  (де  $l$  – довжина технологічного переходу, м;  $S$  – швидкість основної подачі, м/с;  $T$  – стійкість інструмента, с;  $n$  – кількість переходів;  $A$ ,  $k$  – параметри, що залежать від

умов обробки та встановлюються експериментально), із урахуванням виразів

$$M = N/n \text{ і } n = \frac{A}{l} \cdot \frac{1}{S^{\kappa-1}}, \text{ маємо:}$$

$$C = N \cdot l \cdot \left( \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_D}{S} + \frac{Ц}{A} \cdot S^{\kappa-1} \right). \quad (5.25)$$

Залежно від показника ступеня  $\kappa$  собівартість обробки  $C$  зі збільшенням подачі  $S$  може зменшуватися ( $\kappa \leq 1$ ) або змінюватися за екстремальною залежністю ( $\kappa > 1$ ), проходячи точку мінімуму. В останньому випадку екстремальне значення подачі  $S_{\text{екс}}$  визначається за умови  $C'_s = 0$ , тоді:

$$S_{\text{екс}} = \left[ \frac{S_{\text{зод}} \cdot A \cdot k_D}{(\kappa - 1) \cdot Ц} \right]^{\frac{1}{\kappa}}. \quad (5.26)$$

Екстремальне (мінімальне) значення собівартості обробки  $C_{\text{екс}}$  визначається:

$$C_{\text{екс}} = N \cdot l \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot \frac{\kappa}{(\kappa - 1)} \cdot \left[ \frac{(\kappa - 1) \cdot Ц}{S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot A} \right]^{\frac{1}{\kappa}}. \quad (5.27)$$

Вплив параметрів  $N$  і  $l$  на  $C_{\text{екс}}$  значніше, ніж параметрів  $S_{\text{зод}}$ ,  $k_D$ ,  $Ц$  і  $A$  за умови  $\kappa > 1$ . Отже, основним шляхом зменшення собівартості обробки є зменшення добутку параметрів  $N \cdot l$ . Зменшити параметр  $l$  можна шляхом оптимізації траєкторії руху інструменту під час обробки складних деталей на верстатах із ЧПУ. Однак при цьому у залежність (5.27) необхідно ввести другий доданок  $Ц_1$ , рівний вартості верстата із ЧПУ. Ефект буде мати місце у тому випадку, якщо перший доданок більше другого, тобто при відносно великому значенні  $N$ .

Застосування верстатів із ЧПУ дозволяє зменшити витрати, пов'язані з виготовленням технологічного оснащення, але створює додаткові витрати  $Ц_2$  із підготовки управляючих програм. Тоді залежність (5.27) прийме вигляд:

$$C_{\text{екс}} = N \cdot l \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot \frac{\kappa}{(\kappa - 1)} \cdot \left[ \frac{(\kappa - 1) \cdot Ц}{S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot A} \right]^{\frac{1}{\kappa}} + Ц_1 + Ц_2. \quad (5.28)$$

Якщо вартість технологічного оснащення  $Ц_2$  переважає у залежності (5.28), то її суттєве зменшення (практично до рівня вартості управляючих програм) дозволить зменшити собівартість обробки  $C_{\text{екс}}$  навіть при відносно невеликій програмі виробів  $N$ . Отже, верстата із ЧПУ ефективно застосову-

вати під час виготовлення складних деталей (ефект створюється завдяки оптимізації траєкторії руху інструменту і зменшення  $l$ ) та за умови виготовлення невеликих партій деталей (ефект створюється завдяки зменшенню витрат на технологічне оснащення).

Згідно залежності (5.27), зменшити екстремальне (мінімальне) значення собівартості обробки  $C_{\text{екс}}$  можна зменшенням відношення  $Ц/A$ , тобто зменшенням вартості інструмента (або його переточування) і підвищенням його експлуатаційних характеристик (які узагальнено визначаються параметром  $A$ ) шляхом застосування ефективних мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ, зміцнення інструменту, оптимізації режимів різання тощо. Ефективно застосувати прогресивні високопродуктивні технології і інструменти, що забезпечують зменшення відношення  $Ц/A$ .

Представимо залежність (5.24) у вигляді:

$$C = N \cdot (\tau_1 + \tau_2) \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + N \cdot l \cdot \frac{Ц}{A} \cdot S^{\kappa-1}. \quad (5.29)$$

Важливою умовою зменшення собівартості обробки  $C$  є зменшення допоміжного часу обробки  $\tau_2$  шляхом застосування верстатів-автоматів. Однак при цьому у залежності (5.29) необхідно ввести третій доданок  $Ц_3$ , рівний вартості верстата-автомата. Ефект буде в тому випадку, якщо третя складова значно менше суми перших двох доданків, тобто при великому значенні  $N$ . Із цих позицій можна пояснити також ефективність застосування багатоопераційних верстатів і верстатів із ЧПУ, оскільки вони забезпечують зменшення допоміжного часу обробки  $\tau_2$ .

Зменшити собівартість обробки  $C$  можна застосуванням багатоінструментних верстатів. Тоді залежність (5.29) із урахуванням вартості верстата  $Ц_3$  набуде вигляду:

$$C = N \cdot (\tau_1 + \tau_2) \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + N \cdot l \cdot \frac{Ц}{A} \cdot S^{\kappa-1} + Ц_3, \quad (5.30)$$

де  $N_1 = N/z$ ;

$z$  – кількість одночасно працюючих інструментів.

Зменшення собівартості обробки  $C$  відбудеться у тому випадку, якщо третя складова у залежності (5.30) менше суми перших двох, тобто за великих значень  $N$ . Приймаючи  $\tau_2 = 0$  та  $\tau_1 = l/S$ , залежність (5.30) опишеться:

$$C = N \cdot l \cdot \left( \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_D}{z \cdot S} + \frac{Ц}{A} \cdot S^{\kappa-1} \right) + Ц_3. \quad (5.31)$$

Екстремальні значення  $S_{екс}$  і  $C_{екс}$  визначаються:

$$S_{екс} = \left[ \frac{S_{зод} \cdot A \cdot k_D}{(\kappa - 1) \cdot z \cdot \Pi} \right]^{\frac{1}{\kappa}}, \quad (5.32)$$

$$C_{екс} = N \cdot l \cdot S_{зод} \cdot k_D \cdot \frac{1}{z} \cdot \frac{\kappa}{(\kappa - 1)} \cdot \left[ \frac{(\kappa - 1) \cdot z \cdot \Pi}{S_{зод} \cdot k_D \cdot A} \right]^{\frac{1}{\kappa}} + \Pi_3. \quad (5.33)$$

Як видно, значення параметрів  $S_{екс}$  і  $C_{екс}$  тим менше, чим більше кількість одночасно працюючих інструментів  $z$ . Очевидно, для кожного значення  $N$  існують оптимальні значення  $z$  і  $\Pi_3$ , які є визначальними характеристиками багатопроцесорного верстата.

Даний аналіз справедливий за умови  $\kappa > 1$ . За умови  $\kappa \leq 1$ , відповідно до залежності (5.25), екстремум функції  $C$  від подачі  $S$  відсутній: собівартість обробки  $C$  зі збільшенням подачі  $S$  безперервно зменшується. Обмеженням збільшення  $S$  можуть бути вимоги відносно якості та точності обробки. Визначити оптимальну подачу  $S$  можна на основі оптимізації параметрів режимів різання з урахуванням обмежень, наприклад, за шорсткістю та точністю обробки, залишковим напруженням у поверхневому шарі деталі тощо.

Із огляду на те, що швидкість основної подачі  $S$  визначає продуктивність обробки  $Q$ , між собівартістю  $C$  і продуктивністю обробки  $Q$  за умови  $\kappa \leq 1$  існує зворотний зв'язок. Чим більше продуктивність  $Q$ , тим менше собівартість обробки  $C$ . У цьому випадку критерії оптимізації обробки  $C$  і  $Q$  рівноважні.

## 5.4. Аналіз рівня технологічної підготовки механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки

Рішення проблеми підвищення ефективності виробництва та створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції вимагає широкого застосування прогресивних наукомістких технологій, що забезпечують суттєве підвищення продуктивності праці, поліпшення якості та зниження собівартості виробленої продукції. В основі технологічної підготовки виробництва необхідно покласти умову оптимальної собівартості металообробного виробництва [42]:

$$C = N \cdot \tau \cdot S_{зод} \cdot k_D + M \cdot \Pi + S_2 \cdot P \cdot \tau, \quad (5.34)$$

де  $N$  – кількість оброблюваних деталей, шт.;

$M$  – кількість споживаних інструментів, шт.;

$\tau = z \cdot \tau_0$  – норма часу на обробку однієї деталі, год.;

$\tau_0$  – основний час на обробку однієї деталі, год.;

$z$  – коефіцієнт, що враховує частку допоміжного часу на обробку однієї деталі відносно основного часу;

$S_2$  – вартість одиниці енергії, грн;

$P$  – споживана потужність процесу, кВт.

У залежності (5.34) враховано три основні складові витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника, вартістю інструментів і споживаною енергією під час обробки на верстаті.

Перетворимо залежність (5.34) із урахуванням відношень:

$$M = \frac{N \cdot \tau_0}{T}; \quad t_0 = \frac{g}{Q}; \quad P = E \cdot Q; \quad C_0 = \frac{C}{n_1 \cdot g}, \quad (5.35)$$

де  $T$  – період стійкості інструмента до його повного зношування, год.;

$g$  – об'єм металу, що знімається під час обробки з однієї деталі, м<sup>3</sup>;

$Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/год.;

$E$  – енергоємність обробки, Дж/м<sup>3</sup> (або Вт · год./м<sup>3</sup>);

$C_0$  – вартість знімання одиниці об'єму металу, грн/м<sup>3</sup> (питома собівартість обробки).

Тоді

$$C_0 = \frac{S_{2од} \cdot z \cdot k_D}{Q} + \frac{Ц}{Q \cdot T} + S_2 \cdot E. \quad (5.36)$$

Параметр  $C_0$  визначається сумою трьох доданків, які мають цілком конкретний фізичний зміст:

$C_{01} = \frac{S_{2од} \cdot z \cdot k_D}{Q}$  – витрати на заробітну плату, пов'язані зі зніманням 1 м<sup>3</sup> металу;

$C_{02} = \frac{Ц}{Q \cdot T}$  – витрати на інструменти, пов'язані зі зніманням 1 м<sup>3</sup> металу;

$C_{03} = S_2 \cdot E$  – витрати на електроенергію, пов'язані зі зніманням 1 м<sup>3</sup> металу.

Добуток параметрів  $Q \cdot T$  визначає об'єм металу, що знімається одним інструментом за період його стійкості  $T$ . Залежність (5.36) містить постійні ( $S_{2од}$ ,  $S_2$ ,  $z$ ,  $k_D$ ,  $Ц$ ) і змінні ( $Q$ ,  $T$ ,  $E$ ) параметри. Зменшити параметр  $C_0$  можна шляхом збільшення параметрів  $Q$ ,  $Q \cdot T$  і зменшення  $E$ .

Розглянемо приклад розрахунку параметрів  $C_{01}$ ,  $C_{02}$ ,  $C_{03}$ ,  $C_0$  для конкретного технологічного процесу обробки – шліфування кілець із твердого сплаву торцем алмазного круга на органічній зв'язці. У цьому випадку досягнуто продуктивність обробки  $Q = 400 \text{ мм}^3/\text{хв}$  ( $Q = 24 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3/\text{год.}$ ). Час роботи алмазного круга до його повного зношування дорівнює  $T = 0,72$  годин. Енергоємність обробки дорівнює  $E = 20 \cdot 10^3 \text{ кВт} \cdot \text{год.}/\text{м}^3$ . Значення постійних величин:  $S_{\text{зод.}} = 5,6 \text{ грн}/\text{год.}$ ;  $S_2 = 0,2 \text{ грн}/\text{кВт} \cdot \text{год.}$ ;  $z = 4$ ;  $k_d = 3$ ;  $C = 60 \text{ грн.}$

Підставляючи вихідні дані у залежність (1.43-36), маємо:

$$C_0 = 2,8 \cdot 10^6 + 3,47 \cdot 10^6 + 4 \cdot 10^3 = 6,27 \text{ грн}/\text{м}^3.$$

Найбільше значення приймає параметр  $C_{02} = 3,47 \cdot 10^6 \text{ грн}/\text{м}^3$ .

Параметр  $C_{03} = 4 \cdot 10^3 \text{ грн}/\text{м}^3$  значно менше параметрів  $C_{01}$ ,  $C_{02}$  і тому його у розрахунках можна не враховувати. Очевидно, зменшити питому собівартість обробки  $C_0$  можна, в першу чергу, шляхом зменшення доданка  $C_{02}$ . Це досягається, наприклад, застосуванням більш зносостійких алмазних кругів на металевих зв'язках. Експерименти показали, що час роботи такого круга до повного зношування значно збільшується і дорівнює  $T = 6$  годин.

Продуктивність обробки  $Q$  і енергоємність обробки  $E$  при цьому залишаються приблизно тими ж. Ціна алмазного круга на металевій зв'язці більше, ніж алмазного круга на органічній зв'язці й становить  $C = 90 \text{ грн.}$  Тоді із урахуванням вихідних даних параметр  $C_0$  визначиться:

$$C_0 = 2,8 \cdot 10^6 + 0,625 \cdot 10^6 = 3,425 \cdot 10^6 \text{ грн}/\text{м}^3.$$

Як видно, застосування більш зносостійких алмазних кругів на металевих зв'язках дозволяє зменшити доданок  $C_{02}$  у 5,55 разів, а питому собівартість обробки  $C_0$  – у 1,83 разів.

У цьому випадку параметр  $C_0$  обумовлений складовою  $C_{01}$ , оскільки  $C_{02} \ll C_{01}$ . Тому наступним етапом зменшення параметра  $C_0$  необхідно розглядати зменшення доданка  $C_{01}$  шляхом збільшення продуктивності обробки  $Q$  або шляхом зменшення коефіцієнта  $z$ , що визначає частку допоміжного часу обробки відносно основного часу.

Зменшення коефіцієнта  $z$  – це автоматизація операції обробки; застосування, наприклад, верстата-автомата, що забезпечує виконання умови  $z \rightarrow 0$  ( $z < 1$ ). У цьому випадку доданок  $C_{01} \rightarrow 0$ , однак при цьому у залежність (5.36) необхідно ввести новий доданок  $C_{04}$ , що враховує витрати на придбання верстата-автомата. Очевидно, це призведе до збільшення парамет-

ра  $C_0$ . Ефект буде досягнуто у тому випадку, якщо сума доданків  $C_{01}$  і  $C_{04}$  буде менше початкового значення  $C_{01} = 2,8 \cdot 10^6$  грн/м<sup>3</sup>.

Із урахуванням доданка  $C_{04}$  залежність (5.36) набуде вигляду:

$$C_0 = \frac{S_{\text{зод}} \cdot z \cdot k_D}{Q} + \frac{Ц}{Q \cdot T} + S_2 \cdot E + \frac{Ц_1}{N \cdot \vartheta}, \quad (5.37)$$

де  $Ц_1$  – ціна верстата–автомата, грн.

Тут  $C_0 = Ц_1 / (N \cdot \vartheta)$  – витрати на верстат–автомат, які пов'язані зі зніманням 1 м<sup>3</sup> металу. За високою вартістю верстата–автомата зменшити доданок  $C_{04}$  можна шляхом збільшення кількості оброблюваних деталей  $N$  і об'єму металу  $\vartheta$ , що знімається з оброблюваної деталі, тобто чим більше сумарний об'єм металу, що знімається,  $N \cdot \vartheta$ , тим менше доданок  $C_{04}$ . Отже, придбання верстата-автомата ефективно за великої програми оброблюваних деталей. За обробки невеликої партії деталей основний шлях зменшення питомої собівартості обробки  $C_0$  полягає у зменшенні доданка  $C_{01}$  шляхом збільшення продуктивної обробки  $Q$ . Дослідами встановлено, що зі збільшенням сили притиску алмазного круга до оброблюваної деталі (твердосплавного кільця) продуктивність обробки  $Q$  можна збільшити у 2 рази, тобто до значення  $Q = 800$  мм<sup>3</sup>/хв (або  $Q = 48 \cdot 10^6$  м<sup>3</sup>/годин).

Коефіцієнт  $z = 7$ . Стійкість круга при цьому зменшується у 3,5 рази і становить  $T = 1,71$  годин. Енергоємність обробки  $E$  зменшується, однак несуттєво й, отже, доданком  $C_{03}$  у залежності (5.36) можна зневажити. Із урахуванням нових вихідних даних, маємо:

$$C_0 = 2,45 \cdot 10^6 + 1,1 \cdot 10^6 = 3,55 \cdot 10^6 \text{ грн/м}^3. \quad (5.38)$$

Як видно, перший доданок  $C_{01}$  незначно зменшився (від  $2,8 \cdot 10^6$  до  $2,45 \cdot 10^6$ ), однак збільшився другий доданок  $C_{02}$  (від  $0,625 \cdot 10^6$  до  $1,1 \cdot 10^6$ ), що в остаточному підсумку призвело до невеликого збільшення питомої собівартості обробки  $C_0$  (від  $3,425 \cdot 10^6$  до  $3,55 \cdot 10^6$ ). Збільшення  $C_0$  відбулося внаслідок відносно великого значення коефіцієнта  $z$ . Отже, зменшення основного часу обробки  $\tau_0$  шляхом збільшення продуктивності обробки  $Q$  (коли зберігається великий допоміжний час обробки) малоефективно з погляду зменшення собівартості обробки.

Із цього можна зробити висновок, що найбільш перспективним напрямом зменшення питомої собівартості обробки  $C_0$  необхідно розглядати змен-



шення коефіцієнта  $z$ . Лише за невеликого значення  $z$ , коли зміна (збільшення) продуктивності обробки  $Q$  практично не призводить до збільшення коефіцієнта  $z$ , з'являється можливість зменшення питомої собівартості обробки  $C_0$  шляхом збільшення продуктивності обробки  $Q$ .

Розглянутий вище приклад є підтвердженням того, що застосування прогресивних наукомістких технологій (якими є, наприклад, технології шліфування алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках із їх безперервним електроерозійним правленням) виявляється не ефективним (або малоефективним) у зв'язку із низьким рівнем автоматизації й механізації праці, а також у зв'язку із застосуванням застарілого технологічного обладнання, заснованого на "ручній обробці" та ін. Зменшити коефіцієнт  $z$  можна також застосуванням нових кінематичних схем обробки партії деталей із більш високою продуктивністю.

За суттю, залежність (5.37) відкриває нові можливості оптимізації технологічних процесів, вибору найбільш ефективних варіантів обробки на основі техніко-економічного аналізу [42, 93].

Аналізуючи доданки  $C_{01}$ ,  $C_{02}$ ,  $C_{03}$ ,  $C_{04}$  для різних видів обробки, можна визначити оптимальні параметри режиму різання, характеристики інструментів, устаткування тощо, тобто вийти на проектування оптимальної маршрутно-операційної технології механічної обробки.

### **5.5. Уточнений розрахунок оптимальних параметрів режиму різання та стійкості тврдосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями за критерієм найменшої собівартості обробки**

Важливо провести аналіз собівартості обробки під час поздовжнього точіння для чотирьох основних змінних статей витрат [20; 63]. Перша стаття враховує витрати на заробітну плату робітника за обробку партії деталей. Друга стаття враховує витрати на заробітну плату робітника, які пов'язані з заміною зношеного інструмента. Третя і четверта статті враховують витрати на різальний інструмент і електричну енергію, яка споживається під час обробки. Тоді

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{зод} \cdot k_D + N_0 \cdot t_c \cdot S_{зод} \cdot k_D + N_0 \cdot C + N \cdot P \cdot t_0 \cdot S_{елект}, \quad (5.39)$$

де  $N$ ,  $N_0$  – відповідно, кількість оброблюваних деталей і споживаних ріжучих інструментів;

$t_0$  – основний технологічний час обробки, с;

$t_{змін}$  – час, що витрачається на зняття затупленого інструмента, установ-  
ку переточеного інструмента та підналадку верстата, с;

$\Pi$  – ціна ріжучого інструмента, грн;

$P$  – ефективна потужність процесу різання, Вт;

$S_{елект}$  – вартість одиниці електричної енергії, грн/Дж.

Із урахуванням відношень  $N_0 = N/n$ ,  $P = \sigma \cdot Q$ ,  $n = T/t_0$ ,  $t_0 = \mathcal{G}/Q$  і  $\mathcal{G}_{сум} = N \cdot \mathcal{G}$ , отримано:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{зод} \cdot k_D + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot (t_{змін} \cdot S_{зод} \cdot k_D + \Pi) + \mathcal{G}_{сум} \cdot \sigma \cdot S_{елект}, \quad (5.40)$$

де  $n$  – кількість деталей, оброблених одним інструментом;

$\sigma$  – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м<sup>2</sup>;

$Q$  – продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/с;

$T$  – стійкість ріжучого інструмента, с;

$\mathcal{G}$  – об'єм металу, що знімається з однієї деталі, м<sup>3</sup>;

$\mathcal{G}_{сум}$  – об'єм металу, що знімається з  $N$  деталей, м<sup>3</sup>.

Як відомо [7], зі зміною режимів різання та інших умов обробки параметр  $\sigma$  мало змінюється, для конкретного матеріалу він залишається майже одним і тим же. Тому третій доданок для заданого значення  $\mathcal{G}_{сум}$  у першому наближенні можна розглядати постійним. Тоді

$$C = N \cdot \frac{\mathcal{G}}{Q} \cdot S_{зод} \cdot k_D + N \cdot \frac{\mathcal{G}}{Q} \cdot \frac{(t_{змін} \cdot S_{зод} \cdot k_D + \Pi)}{T}, \quad (5.41)$$

де  $Q = V \cdot t \cdot S$  – продуктивність обробки (під час поздовжнього точіння), м<sup>3</sup>/с;

$V$  – швидкість різання, м/хв;

$t$  – глибина різання, м;

$S$  – подача, м/об.

Виходячи із залежності (5.41), собівартість обробки  $C$  зменшується зі зменшенням об'єму металу, що знімається з однієї деталі,  $\mathcal{G}$  і збільшенням продуктивності обробки  $Q$ . Однак, зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  буде зменшуватися стійкість ріжучого інструмента  $T$ , що призведе до збільшення собівартості обробки  $C$ . Отже, у загальному вигляді має місце неоднозначний характер зміни собівартості обробки  $C$  від продуктивності обробки  $Q$ .

Стійкість ріжучого інструмента  $T$  для поздовжнього точіння описується емпіричною залежністю [7]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (5.42)$$

де  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постійні для певних умов обробки.

Після підстановки залежності (5.42) у залежність (5.41) із урахуванням виразів  $\alpha_1 = N \cdot g \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D$ ;  $\alpha_2 = N \cdot \frac{g \cdot (t_{\text{змін}} \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + \Pi)}{C_4}$ , маємо:

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \alpha_2 \cdot \frac{Q^{m_1-1}}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}}. \quad (5.43)$$

Функцію  $C$  слід підчинити необхідній умові екстремуму:  $C'_Q = 0$ . Тоді екстремальне значення продуктивності обробки  $Q = Q_{\text{екстр}}$  визначиться:

$$Q_{\text{екстр}} = \left[ \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot C_4}{(t_{\text{змін}} \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + \Pi) \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (5.44)$$

Як видно, екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{\text{екстр}}$  тим більше, чим більше параметри  $C_4$ ,  $S$ ,  $t$  і менше  $t_{\text{змін}}$ ,  $\Pi$ . Тому, очевидно, глибину різання  $t$  доцільно встановлювати рівній величині припуску, що знімається. Подачу  $S$  також слід встановлювати максимально можливою.

Збільшення параметра  $C_4$  можна досягти шляхом підвищення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу. Однак це передбачає збільшення ціни інструмента  $\Pi$ . Екстремальні значення швидкості різання  $V_{\text{екстр}}$ , стійкості ріжучого інструмента  $T_{\text{екстр}}$ , основного технологічного часу обробки  $t_{0\text{екстр}}$ , кількості деталей, оброблюваних одним інструментом  $n_{\text{екстр}}$ , кількості споживаних інструментів  $N_{0\text{екстр}}$  і мінімальне значення собівартості обробки визначаються залежностями:

$$V_{\text{екстр}} = \frac{Q_{\text{екстр}}}{S \cdot t} = \left[ \frac{S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot C_4}{(t_{\text{змін}} \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + \Pi) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}}; \quad (5.45)$$

$$T_{\text{екстр}} = \frac{(t_{\text{змін}} \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + \Pi) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{зод}} \cdot k_D}; \quad (5.46)$$

$$t_{0\text{екстр}} = \frac{g}{Q_{\text{екстр}}} = g \cdot \left[ \frac{(t_{\text{змін}} \cdot S_{\text{зод}} \cdot k_D + \Pi) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{зод}} \cdot k_D \cdot C_4} \cdot \frac{1}{S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q}} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (5.47)$$

$$n_{екстр} = \frac{T_{екстр}}{t_{0екстр}} = \frac{1}{g} \cdot \left[ \frac{(t_{змін} \cdot S_{зод} \cdot k_D + C)}{S_{зод} \cdot k_D} \cdot (m_1 - 1) \right]^{1 - \frac{1}{m_1}} \cdot (C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q})^{\frac{1}{m_1}} ; \quad (5.48)$$

$$N_{0екстр} = \frac{N}{n_{екстр}} = N \cdot g \cdot \left[ \frac{S_{зод} \cdot k_D}{(t_{змін} \cdot S_{зод} \cdot k_D + C) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{1 - \frac{1}{m_1}} \cdot \left( \frac{1}{C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} \right)^{\frac{1}{m_1}} ; \quad (5.49)$$

$$C_{min} = \frac{N \cdot g \cdot S_{зод} \cdot k_D}{Q_{екстр}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right] . \quad (5.50)$$

На рис. 5.4 в узагальненому вигляді показано умови зменшення собівартості та підвищення продуктивності механічної обробки.

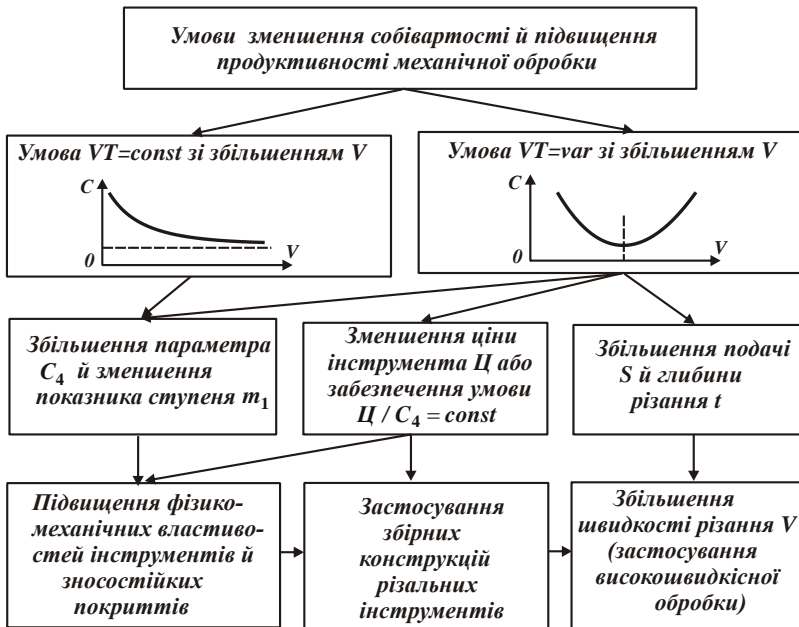


Рисунок 5.4 – Структурна схема умов зменшення собівартості та підвищення продуктивності механічної обробки

Для визначення собівартості обробки слід виконати кількісне оцінювання залежності (5.43). Для цього необхідно представити продуктивність обробки у вигляді  $Q = z \cdot Q_{екстр}$ , де  $z > 0$  – деяка позитивна величина, яка за умови  $Q = Q_{екстр}$  приймає значення, рівне одиниці. Тоді залежність (5.43) виразиться:

$$C = \frac{1}{S \cdot \frac{1-p}{m_1} \cdot t \cdot \frac{1-q}{m_1}} \cdot \left[ \frac{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \alpha_1 \cdot \left[ \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)} \right]. \quad (5.51)$$

Відносна собівартість обробки  $\bar{C}$  опишеться:

$$\bar{C} = \bar{C}_1 + \bar{C}_2 = \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)}. \quad (5.52)$$

У роботі [7] показано, що під час точіння вуглецевої конструкційної сталі твердосплавним різцем параметри  $m_1=5$ ;  $p=1,75$ ;  $q=0,75$ . Приймаючи  $m_1=5$ , за залежністю (5.52) визначимо перший та другий доданки залежності, а також відносну собівартість обробки  $\bar{C}$  (рис. 5.5, табл. 5.1).

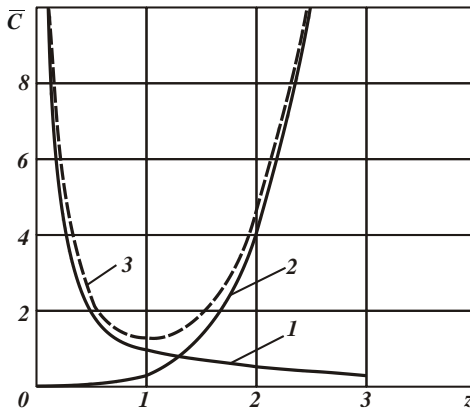


Рисунок 5.5 – Характер зміни функцій  $1/z$  (1),  $0,25 \cdot z^4$  (2) і  $1/z + 0,25 \cdot z^4$  (3) для  $m_1=5$

Як витікає з табл. 5.1, зі збільшенням величини  $z$  відносна собівартість обробки  $\bar{C}$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму (для  $z=1$ ). Перший доданок у точці мінімуму собівартості обробки у 4 рази більше другого доданка.

Таблиця 5.1 – Розрахункові значення величин

$$\bar{C}_1 = 1/z, \bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4, \bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4 \text{ і } \bar{C}_1 / \bar{C}_2$$

$z$	0,1	0,5	1	2	3
$\bar{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$	$0,25 \cdot 10^4$	0,015	0,25	4	20,25
$\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$	10	2,015	1,25	4,5	20,58
$\bar{C}_1 / \bar{C}_2$	$40 \cdot 10^4$	133,3	4	0,0625	0,016

### 5.6. Оцінювання економічної ефективності застосування на підприємствах України коштовних ріжучих інструментів закордонного виробництва

Виходячи із залежності (5.43), на рис. 5.3 у загальному вигляді показано характер зміни собівартості обробки залежно від швидкості різання та продуктивності обробки. Як видно, собівартість обробки зі збільшенням продуктивності обробки  $Q$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Зі зменшенням безрозмірного параметра  $m_1$ , що визначає стійкість ріжучого інструмента, мінімальне значення собівартості обробки  $C_{min}$  зменшується і зміщується в область більших значень швидкості різання  $V$  (рис. 5.3,а) і, відповідно, продуктивності обробки  $Q$ . Тому, застосування закордонних твердосплавних інструментів, що характеризуються меншими значеннями  $m_1 = 2 \dots 3$  (для вітчизняних твердосплавних інструментів  $m_1 = 5 \dots 8$ ), дозволяє зменшити мінімальне значення собівартості обробки  $C_{min}$  і збільшити екстремальне значення продуктивності обробки  $Q_{екстр}$  (рис. 5.3,б). Однак дана закономірність справедлива при однаковій ціні вітчизняного та закордонного інструментів. У дійсності, вартість закордонного інструменту значно більше, ніж вітчизняного інструмента, що призводить до збільшення значення  $C_{min}$  і зменшення значення  $Q_{екстр}$ .

Виходячи із залежності (5.50), зі зменшенням величин  $C$  і  $S_{од}$  значення  $C_{min}$  зменшуються. Із цього витікає, що в економічно розвинених країнах, де значення тарифної ставки робочого  $S_{од}$  більше, ніж в Україні, ефективно металообробку здійснювати зі збільшеною швидкістю різання  $V$ , реалізуючи умови високошвидкісного різання. В умовах вітчизняного вироб-

ництва з метою зменшення собівартості обробки  $C_{min}$  необхідно зменшувати швидкість різання  $V$ , забезпечуючи задану продуктивність обробки шляхом збільшення подачі  $S$  і глибини різання  $t$ . Цим показано, що в умовах машинобудівного виробництва України для підвищення стійкості ріжучого інструмента  $T_{екстр}$  необхідно більшою мірою використовувати його ресурс, забезпечуючи підвищені значення зношування і ступіня затуплення ріжучого інструмента. Однак, як відомо, це призводить до підвищення сили і температури різання, зниження якості оброблюваних деталей, що неефективно. У зв'язку з цим слід порівняти собівартість обробки для двох значень  $S_{zod1}$   $S_{zod2}$ , що відрізняються, наприклад, у 10 разів для заданої продуктивності обробки  $Q_{екстр2}$  (рис. 5.6).

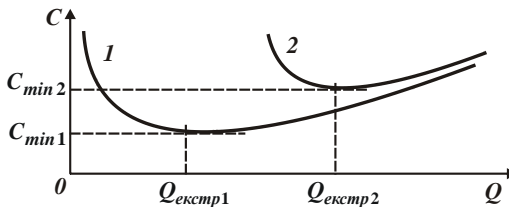


Рисунок 5.6 – Залежність собівартості обробки  $C$  від продуктивності обробки  $Q$

У точках екстремумів собівартість обробки  $C_{min}$  описується залежністю (5.50), розглядаючи в ній замість параметра  $S_{zod}$ , відповідно, параметри  $S_{zod1}$  і  $S_{zod2}$ , а замість коефіцієнта  $k_D$ , відповідно, коефіцієнти  $k_1$  і  $k_2$ . Значення собівартості обробки у точці  $Q_{екстр2}$ , розташованій на правій гілці екстремальної залежності  $C-Q$  (позиція 1 на рис. 5.6), описується перетвореною залежністю (5.43):

$$C = \frac{N \cdot g}{Q_{екстр2}} \cdot \left[ S_{zod1} \cdot k_1 + \frac{S_{zod2} \cdot k_2}{(m_1 - 1)} \right]. \quad (5.53)$$

Із залежності (5.53) витікає, що зі збільшенням коефіцієнта  $k_1$  перший доданок збільшується, а це призводить до збільшення  $C \rightarrow C_{min2}$ , а також до виконання умови  $C_{min1} \rightarrow C_{min2}$ . При цьому зменшується стійкість інструменту  $T_{екстр}$ , відповідно до залежності (5.46), і збільшуються швидкість рі-

зання і продуктивність обробки  $Q_{експ1} \rightarrow Q_{експ2}$ . Очевидно, це нівелює ефект зниження собівартості обробки. Тому чим менше коефіцієнт  $k_1$ , тим менше  $C_{min1}$  і більш економічним є технологічний процес обробки деталей. Для  $m_1=2$  у точці  $Q_{експ2}$  відношення  $C_{min2}/C$ , яке визначається з урахуванням залежностей (5.50) і (5.53) за умови  $k_1 = k_2$ , дорівнює 1,8, а для  $m_1 = 4$  і  $m_1 = 7$ , відповідно, дорівнює 3,1 і 4,3.

Таким чином, розрахункові значення собівартості обробки  $C$  у точці  $Q_{експ2}$  завжди менше значення  $C_{min2}$ . Із цього витікає, що з економічної точки зору в умовах машинобудівного виробництва України, що характеризується меншими значеннями  $S_{zod1} < S_{zod2}$ , можна металообробку здійснювати з тією ж продуктивністю обробки  $Q_{експ2}$ , що і в разі  $S_{zod1} = S_{zod2}$ . Це не призведе до перевищення собівартістю обробки значення  $C_{min2}$ . Однак при цьому збільшиться собівартість обробки  $C$  порівняно з екстремальним значенням  $C_{min1}$  (рис. 5.6), що для певних умов обробки цілком допустимо.

Із урахуванням різної ціни інструмента для двох розглянутих випадків ( $C_1$  і  $C_2$ ), залежність (5.53) виразиться:

$$C = \frac{N \cdot g}{Q_{експ2}} \cdot \left[ S_{zod1} \cdot k_1 + \frac{S_{zod2} \cdot k_2}{(m_1 - 1)} \cdot \frac{C_1}{C_2} \right]. \quad (5.54)$$

У разі  $C_1 > C_2$  собівартість обробки у точці  $Q_{експ2}$  збільшиться і за певного значення  $C_1$  може перевищити значення  $C_{min2}$ . Тому в даному випадку економічно неефективно обробку здійснювати із продуктивністю  $Q_{експ2}$ . Вона повинна бути менше і, відповідно, менше швидкість різання, тобто необхідно переходити від високошвидкісної обробки до традиційної обробки. Тому купувати інструменти закордонного виробництва необхідно за ціною, близькою до ціни фірми-виробника. Придбання ж інструментів у фірм-посередників за завищеними цінами нівелює економічний ефект від застосування нових прогресивних ріжучих інструментів. Цим, власне, і пояснюється низька ефективність застосування на машинобудівних підприємствах України закордонних перспективних ріжучих інструментів, які через високу вартість приходиться експлуатувати на верстаті із меншою швидкістю різання і, відповідно, із меншою продуктивністю обробки, ніж це передбачено рекомендаціями фірми-виробника інструмента. У результаті не використовуються високі технологічні можливості зазначених ріжучих інструментів.



Цим показано, що застосування на машинобудівних підприємствах України закордонних високопродуктивних ріжучих інструментів у зв'язку зі зменшенням годинної тарифної ставки робітника дозволяє знизити собівартість обробки і, тим самим, підвищити конкурентоспроможність машинобудівної продукції, виробленої в Україні, порівняно з аналогічними показниками продукції, виробленої за кордоном. Однак це можливо за умови, коли ціна придбаного ріжучого інструмент буде така сама, як і у закордонної фірми-виробника інструмента. Для цього необхідно інструменти купувати безпосередньо у фірми-виробника, минаючи посередницькі структури.

### **5.7. Проведення експериментального оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень**

Для оцінювання достовірності теоретичних рішень проведено експериментальні дослідження операції фрезерування важкооброблюваного матеріалу Х2ГСНВМ-ВД.

Порівнювалися два варіанти фрезерування: монолітної фрезою 40 мм (виготовленою із швидкорізальної сталі Р18) і збірною фрезою 42 мм (оснащеною твердосплавними пластинами ГТ9030 зі зносостійким покриттям) виробництва фірми TaeguTec. Кількість зубів у фрез – 5; глибина різання – 2,5 мм; ширина різання – 6 мм; кількість проходів – 12.

Експериментально встановлено, що оптимальна стійкість зірної фрези становить 256 хв (4,26 год.), обробка здійснюється із швидкістю різання 99 м/хв і подачею 0,75 мм/об. Оптимальна стійкість монолітної фрези  $T_{екстр} = 384$  хв (6,4 год.), обробка здійснюється із швидкістю різання 16 м/хв і подачею 0,3 мм/об.

Виконано розрахунок оптимальної (економічною) стійкості інструмента  $T_{екстр}$  за залежністю (5.46) із урахуванням наступних вихідних даних. Зірні фреза складається із корпусу вартістю 1200 грн і 5 ріжучих пластин вартістю 40 грн за кожен, кількість ріжучих кромки у пластини – 4. Ресурс роботи корпусу фрези (кількість циклів заміни кромки) дорівнює 400. У зв'язку із цим, розрахункову ціну зірної фрези можна розглядати без урахування вартості його корпусу, тоді  $C = 50$  грн.

Як встановлено експериментально, час на заміну інструмента дорівнює  $t_{замін} = 5$  хв. Тарифна ставка робітника становить  $S_{од} = 12$  грн/год., а коефі-

цієнт  $k_D = 2$ . Безрозмірний параметр  $m_1 = 3$ . Підставляючи ці дані у залежність (1.53), отримано:  $T_{екстр} = 4,3 \text{ год.} = 260 \text{ хв.}$  Як видно, розбіжність розрахункового і експериментального значень  $T_{екстр}$  незначно (знаходиться у межах 10 %, рис. 5.7).

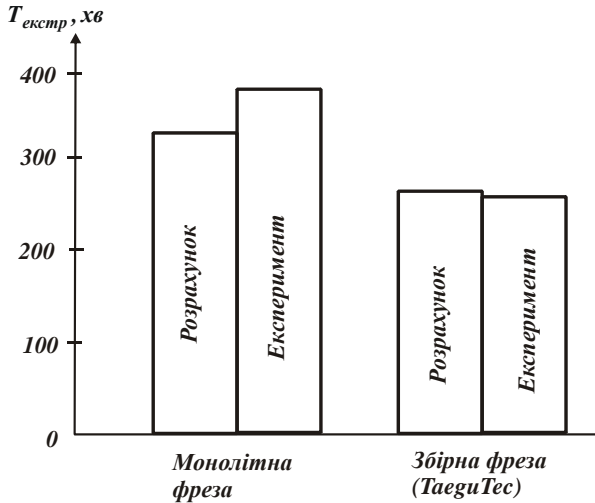


Рисунок 5.7 – Діаграма розподілу значень  $T_{екстр}$  під час фрезерування

Під час розрахунку оптимальної стійкості монолітної фрези 40 мм (виготовленої із швидкорізальної сталі P18) виходили із наступного. Вартість фрези становить 138 грн. Однак вона допускає 20 перезагострювань (ресурс роботи фрези після перезагострювання дорівнює 100 %). Витрати на одне перезагострювання становлять 20 грн. Виходячи із цього, в якості розрахункової ціни інструмента слід розглядати  $C = 20$  грн. Час на заміну інструмента становить  $t_{змін} = 15$  хв. Експериментально встановлено, що безрозмірний параметр  $m_1 = 6$ . Після підстановки цих даних у залежність (5.46) із урахуванням  $S_{год} = 12$  грн/год. і  $k_D = 2$ , отримано:  $T_{екстр} = 5,42 \text{ год.} = 325 \text{ хв.}$  Як видно, різниця розрахункового та експериментального значень  $T_{екстр}$  не перевищує 15 %, що цілком допустимо для практичного використання залежності (5.46).

Таким чином показано, що експериментально встановлені значення оптимальної (економічної) стійкості збірної і монолітної фрез приблизно від-

повідують мінімуму собівартості обробки (встановленому теоретично), тобто обробка здійснюється на оптимальних режимах різання. У зв'язку із цим, слід визначити співвідношення двох статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника і витратою ріжучих інструментів за період їх стійкості.

Під час обробки збірною фрезою витрати на заробітну плату робітника складають  $Z_{z/n} = T \cdot Z_{\text{год}} \cdot k_D = 4,26 \cdot 12 \cdot 2 = 102,24$  грн, а витрати на інструмент –  $Z_{\text{інстр}} = Ц = 50$  грн (рис. 5.8). Відношення цих витрат дорівнює:  $Z_{z/n} / Z_{\text{інстр}} = 2$  (рис. 5.9). Виходячи із залежності (5.50), відношення двох розглянутих витрат для  $m_1 = 3$  дорівнює 2, тобто розрахункове і експериментальне значення збігаються. Це вказує на достовірність отриманого теоретичного рішення і на те, що мінімум собівартості обробки реалізується за умови двократного перевищення витрат на заробітну плату над витратами на інструмент.

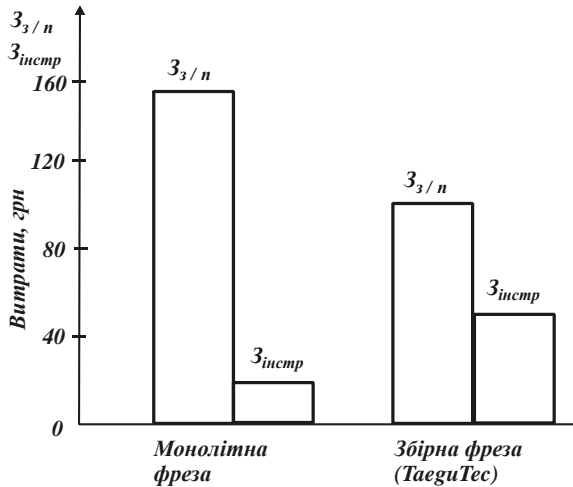


Рисунок 5.8 – Діаграма розподілу значень витрат  $Z_{z/n}$  і  $Z_{\text{інстр}}$

Така ж закономірність має місце і під час фрезерування монолітною фрезою. Витрати на заробітну плату робітника складають  $Z_{z/n} = T \cdot Z_{\text{год}} \cdot k_D = 6,4 \cdot 12 \cdot 2 = 153,60$  грн, а витрати на інструмент –  $Z_{\text{інстр}} = Ц = 20$  грн (рис. 5.8). Відношення витрат дорівнює  $Z_{z/n} / Z_{\text{інстр}} = 5,69$  (рис. 5.9). Згідно залежності (5.50), відношення цих двох розглянутих витрат для  $m_1 = 6$  дорівнює 5. Отже, розрахункове і експериментальне значення даного відношення відрізняються незначно (у межах 15 %).

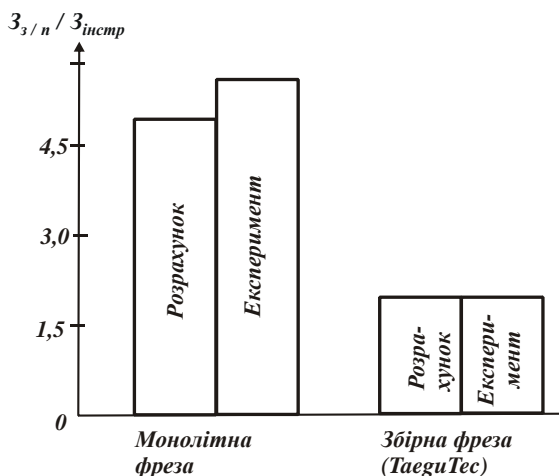


Рисунок 5.9 – Діаграма розподілу значень відношення  $Z_{3/n} / Z_{instr}$

Таким чином, на основі проведеного експериментального оцінювання встановлено достовірність отриманих теоретичних рішень.

### 5.8. Порівняння діючого і розробленого підходів до оптимізації параметрів режимів різання

Вирішенню завдань оптимізації режимів різання, характеристик інструментів та інших параметрів механічної обробки у науково-технічній літературі постійно приділяється велика увага [1, 26, 31, 34, 86, 80, 93].

У даний час розроблено нормативи режимів різання для основних видів механічної обробки [91], які дозволяють науково обґрунтовано підійти до проектування ефективних технологічних процесів виготовлення деталей машин.

Одним із перших завдань оптимізації параметрів механічної обробки стало завдання визначення оптимальних параметрів режимів різання під час токарної обробки (рис. 5.10 [80]) із урахуванням обмежень і граничних умов. Для цього розроблено математичну модель [97], яка включає цільову функцію (ЦФ), граничні умови (ГРУ) і обмеження (ОГР).

Машинний час визначається за залежністю:

$$t_p = \frac{L}{n \cdot S}. \quad (5.55)$$

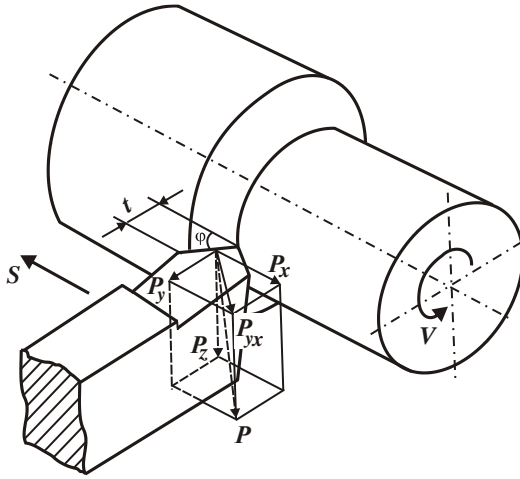


Рисунок 5.10 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння

У якості цільової функції прийнято машинний час:

$$\min t_p = \frac{L}{n \cdot S} \rightarrow \max (F > n \cdot S). \quad (\text{ЦФ})$$

Прийнято обмеження за ріжучою здатністю інструмента, потужністю приводу головного руху верстата і продуктивністю обробки:

$$\begin{cases} n \cdot S^y \leq \frac{1000 \cdot C_v}{\pi \cdot T_n^m \cdot t^{x_v}} \text{ (ріжуча здатність інструмента)} \\ n^{z_{p+1}} \cdot S^{y_p} \leq \frac{6120 \cdot 10^{3(z_{p+1})} \cdot N_{\text{дв}} \cdot \eta}{C_p \cdot (\pi \cdot D)^{z_{p+1}} \cdot k_p \cdot t^{x_p}} \text{ (потужність приводу)} \\ n \cdot S \geq \frac{n \cdot l_p}{60 \cdot k_z \cdot n_0 - t_{\text{дон}} \cdot \Pi} \text{ (продуктивність обробки)}. \end{cases} \quad (\text{ОГР})$$

Прийнято граничні значення частоти обертання шпинделя і поздовжньої подачі:

$$\begin{cases} n_{\min} \leq n \leq n_{\max} \\ S_{\min} \leq S \leq S_{\max} \end{cases}, \quad (\text{ГРУ})$$

де  $n$ ,  $S$  – частота обертання шпинделя і поздовжня подача (параметри оптимізації);

$T_n$  – нормативна стійкість інструмента, хв;

$D$  – діаметр оброблюваної деталі, м;

$t$  – глибина різання, м;  
 $C_v$  і  $C_p$  – постійні коефіцієнти;  
 $l_p$  – виліт різця, м;  
 $k_3$  – коефіцієнт завантаження обладнання;  
 $n_d$  – кількість одночасно оброблюваних деталей;  
 $\Pi$  – задана продуктивність обробки, м<sup>3</sup>/хв;  
 $t_p$  – машинний час, хв;  
 $L$  – довжина переміщення різця, м;  
 $t_{доп}$  – допоміжний час, хв;  
 $N_{привод}$  – потужність приводу головного руху верстата, Вт;  
 $\eta$  – коефіцієнт корисної дії (ККД) приводу.

У даній математичній моделі [97] система обмежень (ОГР) і цільова функція (ЦФ) нелінійні. Тому, якщо праві частини у наведених нерівностях обмежень (ОГР) позначити буквою  $P$  із відповідними індексами і представити систему обмежень і цільову функцію у логарифмічних координатах, то рішення задачі оптимізації математичної моделі значно спроститься.

Після перетворень умови оптимізації у новій постановці набудуть вигляду:

$$\begin{aligned}
 F_1 &= l_n \cdot F = \alpha + \beta \rightarrow \max; \\
 \alpha &= l_n \cdot S; \quad \beta = l_n \cdot n; \\
 \beta + y \cdot \alpha &\leq l_n \cdot P_{pc}; \\
 (z_p + 1) \cdot \beta + y_p \cdot \alpha &< l_n \cdot P_{m.c}; \\
 \beta + \alpha &\geq l_n \cdot P_p; \\
 \alpha_{\min} \leq \alpha \leq \alpha_{\max}; \quad \beta_{\min} \leq \beta \leq \beta_{\max}.
 \end{aligned}
 \tag{5.56}$$

У даному випадку максимум цільової функції буде знаходитися у вершині заштрихованого багатокутника – області допустимих значень параметрів, що оптимізуються (рис. 5.11). Ця вершина найбільш віддалена від початку координат ( $n^*, S^*$ ). Оптимальне рішення задачі з цією математичною моделлю отримано у роботі [97] чисельним методом.

Як видно, у даному рішенні в якості цільової функції прийнято машинний час, тоді як на практиці поряд зі зменшенням машинного часу важливо забезпечити і зменшення собівартості обробки, чому і присвячена ця робота. Тому для обґрунтованого вибору оптимальних параметрів механічної оброб-

ки необхідно оптимізацію параметрів режимів різання проводити за двома критеріями: найменшому машинному часуї обробки (або максимальною продуктивністю) і найменшою собівартістю обробки.

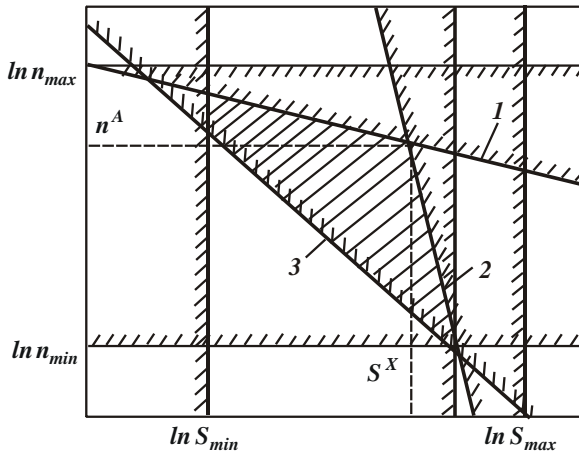


Рисунок 5.11 – Область допустимих значень параметрів, що оптимізуються [97]: 1 – ріжуча здатність інструмента; 2 – потужність приводу; 3 – продуктивність обробки

Таким чином, ця методика розрахунку оптимальних параметрів режимів різання та стійкості твердосплавних інструментів із зносостійкими покриттями за критерієм найменшої собівартості обробки розширює технологічні можливості механічної обробки, дозволяє домогтися суттєвого підвищення продуктивності і зниження собівартості обробки із забезпеченням високої якості оброблюваних поверхонь.

## 5.9. Розроблення практичних рекомендацій на основі отриманих теоретичних рішень

### 5.9.1. Оцінювання економічної ефективності застосування збірних твердосплавних ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями

У п. 5.7 наведено експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень щодо визначення собівартості обробки на операції фрезерування деталей із важкооброблюваного матеріалу (сталь Х2ГСНВМ-ВД) моно-

літною фрезою  $\varnothing 40$  мм (виготовленою зі швидкорізальної сталі P18) і збірною фрезою  $\varnothing 42$  мм (оснащеною пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям).

Показано, що у другому випадку забезпечується значне зменшення собівартості обробки. Однак ці результати отримано із урахуванням лише двох змінних статей витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника і витратою ріжучих інструментів. Для більш повного аналізу собівартості обробки необхідно враховувати також змінні статті витрат, пов'язані з експлуатацією обладнання (металорізальних верстатів) та інші витрати. У зв'язку з цим, слід визначити сумарні витрати (повну собівартість обробки  $C$ ) за наступною залежністю:

$$C = C_1 + C_2 + C_3 + P_{\text{витрат}} \quad (5.57)$$

де  $C_1$  – витрати на заробітну плату робітників, грн;

$C_2$  – витрати на ріжучий інструмент, грн;

$C_3$  – витрати на обладнання, грн;

$P_{\text{витрат}}$  – додаткові накладні витрати без урахування витрат на обладнання та ріжучий інструмент, грн.

У табл. 5.2 – 5.4 наведено результати розрахунків 4-х розглянутих статей витрат, що припадають на одну оброблювану деталь.

Як видно, під час фрезерування монолітною фрезою із швидкорізальної сталі P18 витрати складають:  $C_1 = 120,33$  грн;  $C_2 = 25,6$  грн;  $C_3 = 171,26$  грн;  $P_{\text{витрат}} = 180,5$  грн, а собівартість обробки  $C = 497,69$  грн.

Відповідно, під час фрезерування збірною фрезою (оснащеною пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям) виробництва фірми TaeguTec (Південна Корея) на верстаті DOOSAN моделі Mynx 5400/50 (рис. 5.12) витрати складають:  $C_1 = 19,53$  грн;  $C_2 = 5,36$  грн;  $C_3 = 19,86$  грн;  $P_{\text{витрат}} = 29,30$  грн, а собівартість обробки  $C = 74,05$  грн.

У результаті собівартість обробки від застосування збірної фрези зменшилася у 6,7 разів, а економія витрат (на 1 деталь) склала 423,64 грн, тоді як її ціна дорівнює 1400 грн, а ціна монолітної фрези – всього 138 грн, тобто ціна збірної фрези більше ціни монолітної фрези.

Цим показана ефективність застосування з точки зору зменшення собівартості обробки більш продуктивного, хоча і коштовного інструмента (збірної фрези, оснащеної пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям) виробництва фірми TaeguTec (Південна Корея).



Таблиця 5.2 – Розрахунок витрат на заробітну плату робітника на 1 операцію (на 1 деталь)

Статті витрат на заробітну плату робітника	Позначення	Одиниці виміру	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)
Трудомісткість операції	$T$	год.	6,90	0,8
Тарифна ставка робітника	$P$	грн/год.	12	12
Коефіцієнт підвищення заробітної плати робітника за рахунок зниження трудомісткості	$K1$		1	1,4
Основна заробітна плата робітника $Z_{осн} = T \cdot p \cdot K1$	$Z_{осн}$	грн	82,80	13,44
Додаткова заробітна плата робітника	$K1$	%	8,33	8,33
	$Z_{додат}$	грн	6,89	1,12
Відрахування на соціальне страхування	$K3$	%	37	37
	$O_{с/с}$	грн.	30,636	4,97
<b>Витрати на заробітну плату в розрахунку на 1 деталь (1 операцію)</b>	$C_1$	грн.	120,33	19,53



Рисунок 5.12 – Верстат DOOSAN моделі Мунк 5400/50 (конус #50)

Таблиця 5.3 – Розрахунок витрат на устаткування на 1 операцію (на 1 деталь)

		A	B	C
	Од. вим.		%	грн
<i>Витрати на утримання обладнання (за рік)</i> $Z_{обл.}$	SF80G/F2			
Вартість обладнання з верстатними пристосуваннями				137000
Період амортизації (термін окупності)	рік	6		
Амортизаційні відрахування			16,7	22879
Площа під обладнання	м <sup>2</sup>	25		
Вартість оренди 1 м <sup>2</sup> площі в місяць	грн	108		
Орендна плата за виробничі площі	грн			32400
Розрахунковий фонд роботи обладнання за рік	год.	4000		
Витрати на утримання обладнання (за рік) $Z_{обл.}$	грн			55279
Вартість верстато-години утримання обладнання $C_{в-год.}$	грн/год			13,82
<i>Витрати при експлуатації обладнання (за рік)</i> $Z_{зо}$				
Час експлуатації обладнання за рік	год.	4000		
Потужність верстата	кВт	30		
Вартість 1 кВт/год. електроенергії	грн	0,28		
Витрати на електроенергію	грн			33600
Витрати на інженерно-технічне обслуговування обладнання	грн			1200
Витратні матеріали (масло, МОР та ін.)	грн			2000
Витрати на верстатне оснащення	грн			9000
Витрати при експлуатації обладнання (за рік) $Z_{екс.обл.}$	грн			44000
Вартість верстато-години експлуатації обладнання $C_{в-год.}$	грн/год.			11,00
<i>Вартість верстато-години</i> $C_{в-год.}$	грн/год.			24,82
Час обробки деталі (трудомісткість операції) $T$	год.	6,90		0,8
Витрати на обладнання на 1 операцію (на 1 деталь)	год.	171,26		19,86

Таблиця 5.4 – Розрахунок сумарних витрат (собівартості)  $C$  на виконання операції фрезерування

Статті витрат (показники) на 1 деталь (операцію, перехід)	Од. вим.	Варіант 1 (базовий)	Варіант 2 (новий)	Частка статей витрат, % (Фірма TaeguTec)	
Трудомісткість обробки $T$	год.	6,9	0,8		
Витрати на інструмент $C_2$	грн	25,60	5,36	5,14	7,24
Витрати на обладнання $C_3$	грн	171,26	19,86	34,41	26,81
Витрати на зарплату $C_1$	грн	120,33	19,53	24,18	26,37
Інші витрати $P_{витрат}$	грн	180,5	29,3	36,26	39,56
Сумарні витрати $C$	грн	497,69	74,05	100	100
Економія витрат на 1 деталь	грн		423,64		85,12

Як видно, собівартість обробки під час обробки збірною фрезою значно менше (рис. 5.13). Це обумовлено підвищеними фізико-механічними властивостями інструментального матеріалу збірної фрези та її більш високою продуктивністю обробки і стійкістю.

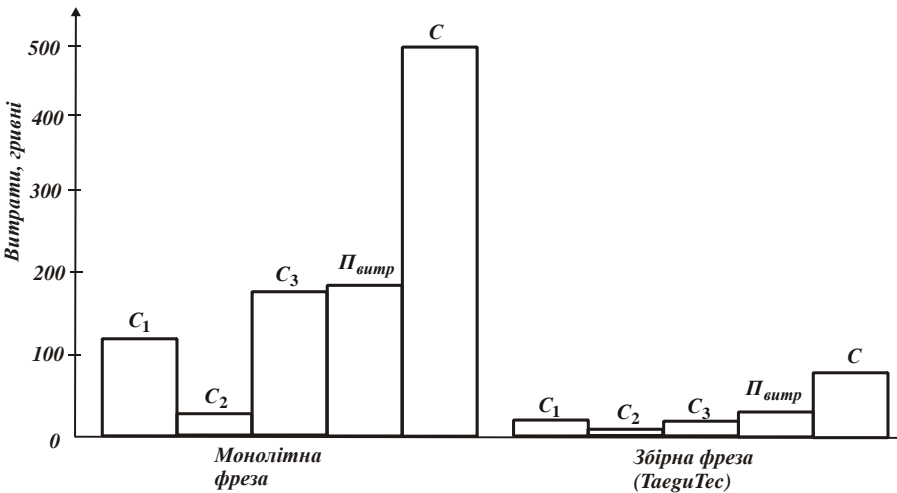


Рисунок 5.13 – Діаграма розподілу значень витрат  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $P_{витрат}$  і  $C$  під час фрезерування монолітною та збірною кінцевими фрезами

У результаті досягнуто значно більшу продуктивність обробки (у 8,6 разів перевищує продуктивність фрезерування монолітною фрезою із швидкорізальної сталі Р18), що, власне, і є основною умовою зменшення собівартості обробки.

На рис. 5.14 наведено експериментальні значення відношення продуктивності обробки збірною та монолітною фрезами  $Q_{збір}/Q_{монол}$ , а також відношення вартостей збірної та монолітної фрез  $C_{збір}/C_{монол}$ .

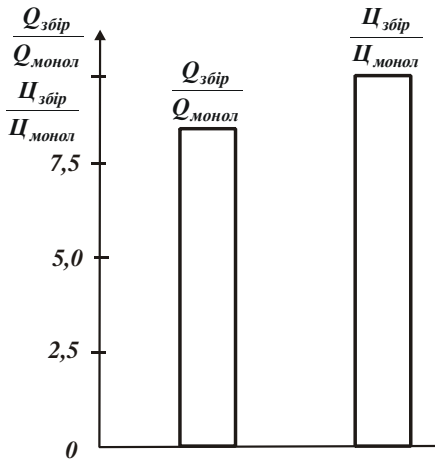


Рисунок 5.14 – Діаграма розподілу відношень  $\frac{Q_{збір}}{Q_{монол}}$  і  $\frac{C_{збір}}{C_{монол}}$

Як видно, 10-кратне збільшення вартості збірної фрези призводить до збільшення продуктивності обробки у 8,6 разів, а це у кінцевому підсумку створює ефект зменшення собівартості обробки (як показано раніше, у 7,6 разів).

Необхідно зазначити, що частка витрат, пов'язаних із витратою інструмента, в сумарних витратах невелика і складає всього 5 % для монолітної фрези зі швидкорізальної сталі Р18 і 7 % для збірної фрези. Отже, збільшення вартості збірного твердосплавного інструменту зі зносостійким покриттям практично не вплинуло на збільшення сумарних витрат (собівартості обробки  $C$ ), тоді як досягнуте при цьому збільшення продуктивності обробки дозволило значно знизити собівартість обробки. Це у кінцевому підсумку і визначило економічний ефект обробки.

Із цього можна зробити важливий висновок про те, що підвищити ефективність механічної обробки (зменшити собівартість обробки  $C$ ) можна, головним чином, шляхом збільшення продуктивності обробки, застосовуючи для цього прогресивні конструкції збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями. Вартість ріжучого інструмента при цьому не є визначальним обмежуючим чинником, оскільки частка витрат на ріжучий інструмент у сумарних витратах невелика і не призводить до помітного збільшення собівартості обробки  $C$ .

Такий же аналіз собівартості обробки проведено для різних випадків механічної обробки із застосуванням як звичайних монолітних, так і збірних ріжучих інструментів із твердих сплавів зі зносостійкими покриттями [96]. У результаті встановлено, що частка витрат на ріжучий інструмент в сумарних витратах (середньої собівартості машинобудівної продукції) становить всього 3 % (рис. 5.15). Однак фактичний вплив правильності вибору ріжучого інструмента на зменшення собівартості готової продукції значно вищий, оскільки (як вже показано) під час вибору інструмента необхідно враховувати оптимальне співвідношення його ціни, стійкості та продуктивності обробки.



Рисунок 5.15 – Розподіл витрат на металообробку

Для аналізу слід розглянути вплив кожного з цих показників на собівартість продукції.

Зниження ціни ріжучого інструменту:

– зниження на 20 % відповідає зниженню загальної собівартості виробу на 3 %  $\times (-20 \%) = -0,6 \%$ ;

– додаткове 33 %-е зниження вартості на ріжучий інструмент попереднього покоління дозволяє економити 3 %  $\times (-33 \%) = -1,0 \%$ .

Підвищення стійкості ріжучого інструмента:

– збільшення у два рази терміну служби ріжучого інструмента відповідає зменшенню собівартості на  $3\% : 2 = -1,5\%$ .

Збільшення продуктивності (швидкість / подача) ріжучого інструмента:

– збільшення продуктивності на  $20\%$  відповідає зменшенню витрат на (накладні витрати + фонд заробітної плати + інвестиції в верстатний парк)  $\times (-20\%) = (21\% + 28\% + 26\%) \times (-20\%) = 75\% \times (-20\%) = -15\%$ .

Навіть якщо при цьому витрати на ріжучий інструмент збільшуються, наприклад, у  $1,5$  разів, тобто частина його вартості у собівартості збільшується до  $3\% + 1,5\% = 4,5\%$ , то загальне зменшення собівартості виробу становитиме  $-15\% + 1,5\% = -13,5\%$ .

Таким чином, очевидно, що збільшення швидкості обробки та вдосконалення технологічного процесу сприяють значному зменшенню собівартості одиниці готової продукції (табл. 5.5, рис. 5.14).

Таблиця 5.5 – Вплив ціни та стійкості ріжучого інструменту, а також швидкості різання на зменшення собівартості продукції

Ціна	Стійкість	Швидкість різання і вдосконалення технологічного процесу
-1 %	-1,5 %	-15%

### 5.9.2. Вибір раціональних параметрів операцій механічної обробки деталей машин

У основу вибору раціональних умов обробки слід покласти методику визначення оптимальної (економічною) стійкості ріжучого інструмента  $T_{екстр}$ , що відповідає мінімуму собівартості обробки. Для цього спочатку для заданих значень ціни інструмента  $C$ , часу на зміну інструмента (заміну різальних кромок)  $t_{змін}$ , тарифної ставки робітника  $S_{год}$ , коефіцієнта  $k_D$ , що враховує всілякі нарахування на тарифну ставку робітника, та безрозмірного параметра  $m_1$  (що узагальнено визначає фізико-механічні властивості інструментального матеріалу) за залежністю (5.46) розраховується оптимальна (економічна) стійкість інструмента  $T_{екстр}$ . Потім, за залежністю (5.45) розраховується оптимальна швидкість різання  $V_{екстр}$ , приймаючи глибину різання  $t$  рівною величині припуску, що знімається, і встановлюючи подачу  $S$  максимально можливою, виходячи з умов міцності інструмента або потужності

приводе верстата. Даний підхід визначення оптимальних умов обробки є загальним для різних методів механічної обробки: точіння, фрезерування, свердління тощо, оскільки у його основу покладена універсальна аналітична залежність (5.46) для визначення оптимальної (економічної) стійкості інструмента  $T_{експр}$ . Для розрахунку  $T_{експр}$  достатньо знати лише значення параметрів  $C$ ,  $t_{змін}$ ,  $S_{зод.}$ ,  $k_D$  і  $m_1$  для кожного із розглянутих випадків обробки.

Як показано у п. 5.8, такий підхід відрізняється від застосовуваного на практиці підходу, заснованого на використанні експериментальних даних стійкості інструмента, наведених в довідковій літературі [7; 10; 26; 91] і справедливих для часткових умов обробки. Аналітичне визначення стійкості інструмента за залежністю (5.46) дозволяє отримати більш загальні рішення, що враховують специфіку обробки для кожного конкретного випадку (ціну інструмента  $C$ , безрозмірний параметр  $m_1$  та ін.). Очевидно, експериментальним шляхом врахувати всі ці особливості обробки складно, що обмежує можливості науково обгрунтованого підходу до вибору оптимальної стійкості інструмента і, відповідно, оптимальних параметрів режиму різання, особливо за умови використання нових сучасних збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями.

Для визначення показника ступеня  $m_1$  в емпіричній залежності (5.56) проведено експериментальні дослідження стійкості інструмента  $T$  залежно від швидкості різання  $V$  під час точіння сталі 45 різцями, оснащеними ріжучими пластинами із твердих сплавів ТТ8115, ТТ8125 і ТТ8135 зі зносостійким покриттям, глибина різання  $t=2$  мм, подача  $S=0,3$  мм/об. Стійкість інструмента визначали за умови досягнення на задній поверхні різця площадки зношування довжиною 0,25 мм.

Як витікає із рис. 5.16,а, для всіх трьох розглянутих твердих сплавів стійкість інструмента  $T$  зі збільшенням швидкості різання  $V$  зменшується і для  $V=500$  м/хв стає дуже малою величиною, особливо для твердого сплаву ТТ8135 (рівною всього 0,3 хв). Найбільшу стійкість досягнуто із застосуванням твердого сплаву ТТ8115.

Добуток параметрів  $V \cdot T$  (довжина шляху різання) зі збільшенням швидкості різання  $V$  змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку максимуму для  $V=300$  м/хв (рис. 5.16,б). Із фізичної точки зору це означає, що у діапазоні зміни швидкості різання  $V < 350$  м/хв у зношуванні інструмента переважає механічний чинник, а у діапазоні  $V > 350$  м/хв – температурний чинник, у результаті чого стійкість інструмента інтенсивно змен-

шується. У діапазоні зміни швидкості різання  $V < 350$  м/хв показник ступеня  $m_1$  менше одиниці, а у діапазоні  $V > 350$  м/хв, навпаки, показник ступеня  $m_1$  приймає значення, більше одиниці, і в залежності від марки твердого сплаву змінюється у межах:  $m_1 = 3 \dots 6$ .

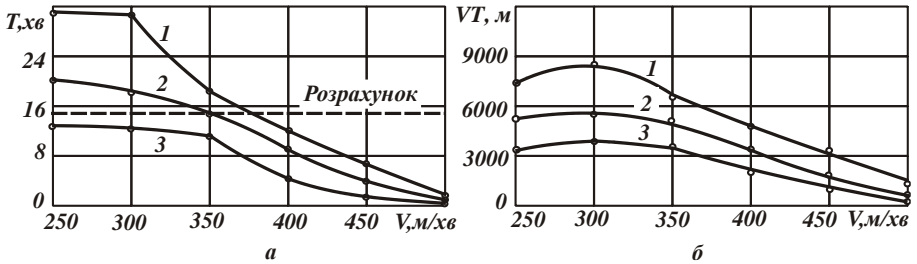


Рисунок 5.16 – Залежність стійкості твердосплавного інструменту  $T$  (а) і добутку параметрів  $V \cdot T$  (б) від швидкості різання  $V$ : 1 – твердий сплав ТТ8115; 2 – твердий сплав ТТ8125; 3 – твердий сплав ТТ8135

Із наведених вище теоретичних досліджень витікає, що екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  залежно від швидкості різання  $V$  у діапазоні  $V < 350$  м/хв відсутній, має місце лише безперервне зменшення собівартості обробки  $C$  зі збільшенням швидкості різання  $V$ . У результаті оптимальною швидкістю різання можна вважати значення, рівне  $V = 350$  м/хв.

За умови  $V > 350$  м/хв досягається екстремум (мінімум) собівартості обробки  $C$  від швидкості різання  $V$ , причому, за мінімально можливою швидкістю різання  $V = 350$  м/хв. Це витікає з аналітичної залежності (5.45), згідно з якою зі збільшенням показника ступеня  $m_1$  швидкість різання  $V$ , що відповідає мінімуму собівартості обробки  $C$ , зменшується. Отже, оптимальною швидкістю різання для трьох розглянутих твердих сплавів є швидкість, яка дорівнює приблизно  $V = 350$  м/хв.

Виконаємо розрахунок оптимальної (економічної) стійкості ріжучого інструмента  $T_{екстр}$ , оснащеного ріжучою пластиною з твердого сплаву ТТ8125, на основі залежності (5.46). Для вихідних даних:  $Ц = 3$  грн. (ціна умовної ріжучої кромки твердосплавної пластини);  $S_{год} = 24$  грн/год.;  $k_D = 1,37$ ;  $t_{змін} = 2$  хв і  $m_1 = 3$ , отримано оптимальне (економічне) значення стійкості ріжучого інструмента  $T_{екстр} = 15$  хв (на рис. 5.16,а показано пунктирною лінією). Це приблизно відповідає швидкості різання  $V = 350$  м/хв.



Із залежності (5.50) витікає, що мінімум собівартості обробки тим менше, чим менше параметр  $S_{год}$ . Тому, зменшуючи  $S_{год}$ , наприклад, у 1,5 разів (із 24 грн/год. до 18 грн/год.), оптимальна (економічна) стійкість ріжучого інструмента  $T_{екстр}$  збільшиться і прийме значення  $T_{екстр}=18,6$  хв. Це призведе до зменшення оптимальної швидкості різання до значення, близького до 300 м/хв, що відповідає максимуму добутку параметрів  $V \cdot T$  (рис. 5.16,б).

Таким чином показано, що завдяки зменшенню параметра  $S_{год}$  можна зменшити швидкість різання, проте незначно. Набагато більшого ефекту можна досягти від зменшення часу  $t_{змін}$ , який під час обробки звичайним монолітним інструментом приймає достатньо великі значення (у зв'язку зі здійсненням операції загострювання ріжучого інструмента). Тому застосування збірних конструкцій ріжучих інструментів, які передбачають лише заміну твердосплавних пластин, дозволяє суттєво зменшити час  $t_{змін}$  і, відповідно, оптимальну (економічну) стійкість ріжучого інструмента  $T_{екстр}$ , а це призводить до відчутної зміни (збільшення) швидкості різання  $V$ .

Нижче наведено приклади ефективного використання сучасних збірних твердосплавних ріжучих інструментів виробництва фірми TaeguTec (Південна Корея) і верстатів типу "обробний центр" із ЧПУ для механічної обробки деталей гідравлічних систем.

### **5.9.3. Практичне використання результатів досліджень для підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем**

Підвищення продуктивності і зменшення собівартості обробки, забезпечення високих вимог до точності та якості виготовлення деталей гідравлічних систем передбачає застосування зносостійких ріжучих інструментів, які характеризуються високою ріжучою здатністю, та високоточних сучасних верстатів із ЧПУ. Це, наприклад, стало вирішальним чинником у вирішенні проблеми економічного виготовлення деталей гідравлічних систем, таких як плунжер, п'ята і сферична втулка (рис. 5.17) [13; 49].

Плунжер виготовляють із сталі 40ХФ2, а п'яту і втулку сферичну – із ливарної латуні ЛМцСКА. Обробку зазначених деталей (більше 10 різновидів і типорозмірів деталей) запропоновано здійснювати на високопродуктивному двохшпindelному токарному обробному центрі PUMA 2100MS із приводним фрезерним інструментом (вісь С) і контр-шпинделем ("DOOSAN", вироб-

ництва Південна Корея), оснащеним револьверною головкою для зміни інструмента та системою управління (ЧПУ) Fanuc Oi-TD (рис. 5.18). Для кожного виробу було виготовлено окремий комплект затискного оснащення, а для операцій кільцевого фрезерування і глибокого свердління – верстат комплектувався потужною гідростанцією на 70 бар.

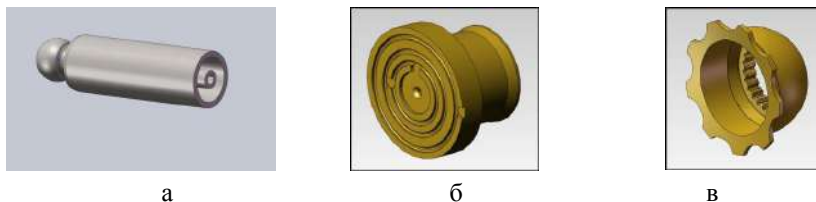


Рисунок 5.17 – Деталі гідравлічних систем:  
а – плунжер; б – п'ята; в – втулка сферична



Рисунок 5.18 – Високопродуктивний двошпindelний токарний обробний центр PUMA 2100MS із приводним фрезерним інструментом і контр-шпинделем ("DOOSAN")

Під час розроблення нової технології механічної обробки деталей гідравлічних систем зроблено основний упор на чинник економічності, пов'язаний, з одного боку, з підвищенням продуктивності та зменшенням собівартості обробки, а з іншого боку, з універсалізацією обладнання із ЧПУ шляхом застосування нестандартних ріжучих інструментів і спеціального оснащення.

Так, розглянуті деталі: плунжер, п'ята і втулка сферична оброблялися на різному устаткуванні. Навіть окремі операції доводилося виконувати на різних верстатах. Наприклад, токарну обробку плунжера здійснювали на одному обладнанні, а глибоке свердління – на спеціальному верстаті для глибокого свердління. У даний момент ці операції об'єднані й здійснюються на одному верстаті "DOOSAN". Крім того, використовуючи верстати агрегатного типу, складно коригувати розмір оброблюваної деталі у зв'язку зі зношуванням різучого інструмента. Для введення корекції на агрегатному верстаті необхідно витратити більше 5 хвилин. Для введення корекції на верстаті "DOOSAN" із ЧПУ – всього 20 секунд. Наприклад, під час обробки на агрегатному верстаті виявлено брак на 3-х оброблених деталях з 7, відповідно, і 4 наступні оброблені деталі підуть у брак. Під час використання верстата "DOOSAN" є можливість контролювати кожну деталь і, таким чином, виключати брак у процесі обробки. При цьому з'являється можливість збільшення продуктивності обробки на кожній операції завдяки тому, що верстат "DOOSAN" характеризується підвищеною жорсткістю.

Отже, застосування такого обладнання як верстат із ЧПУ "DOOSAN" дозволяє вирішити проблему економічності та продуктивності обробки, головним чином, шляхом його універсалізації, можливості обробки трьох розглянутих типів деталей (плунжер, п'ята і втулка сферична) на одному верстаті. При цьому зменшуються витрати на енергоресурси. Для обслуговування верстата необхідний один робітник, тоді як для обробки даних деталей на агрегатних верстатах необхідно більше 5 робітників, що дозволяє економити фонд заробітної плати робітників. Крім того, мінімізується кількість бракованих деталей. Характеристики верстата "DOOSAN" дозволяють виконувати токарну обробку деталей різної конфігурації. У разі зміни конструкції деталі можливе швидке переналагодження обладнання.

Нижче наведено результати експериментальних досліджень застосування збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями замість традиційно використовуваних для обробки розглянутих вище трьох типових деталей гідравлічних систем: плунжера, п'яти і втулки сферичної (рис. 5.17). Спочатку розглянуто можливості підвищення ефективності операцій механічної обробки плунжера.

1. За існуючою технологією напівчистова обробка зовнішньої циліндричної поверхні плунжера здійснювалася звичайним контурним різцем із твердого сплаву T15K6 із режимом різання:  $V = 40$  м/хв,  $S = 0,15$  мм/об.,  $t = 1,0$  мм. Із метою підвищення продуктивності та зниження трудомісткості й

собівартості обробки запропоновано використовувати сучасний збірний токарний різець TDJNL 2525 M15 зі змінною багатогранною пластиною TT8125 DNMG 150608 FC зі зносостійким покриттям (рис. 5.19) виробництва фірми TaeguTec (Південна Корея). Завдяки високій стійкості багатограних змінних пластин зі зносостійким покриттям, вдалося інтенсифікувати режим різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 2,0$  мм. Це дозволило у 3 рази збільшити продуктивність обробки і уникнути численних перезагострювань інструмента і, таким чином, зменшити трудомісткість і собівартість обробки.



Рисунок 5.19 – Збірний токарний різець  
зі змінною багатогранною пластиною TT8125

2. Ще більший ефект досягнуто на операції чистової токарної обробки, а також під час формування сфери і радіуса плунжера. Згідно з чинною технологією, дана операція здійснюється тим же твердосплавним різцем із режимом різання:  $V = 45$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 0,08$  мм. Замість цього різця запропоновано використовувати сучасний збірний токарний різець SVJNL 2525 M13 із кутом у плані 93 градуси зі змінною багатогранною пластиною TT8115 (рис. 5.20) VNMG 130404 FG, яка за твердістю вище пластини TT8125, що використовується для напівчистової обробки. Режим різання:  $V = 250$  м/хв,  $S = 0,12$  мм/об.,  $t = 0,3$  мм. У результаті вдалося підвищити продуктивність обробки більш ніж у 10 разів.



Рисунок 5.20 – Збірний токарний різець із кутом у плані 93°  
і зі змінною багатогранною пластиною TT8115

3. Для свердління отворів у плунжері за існуючою технологією застосовували центрувальні свердла зі швидкорізальної сталі P18 із режимом рі-

зання:  $V = 40$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об. Застосування свердла ЕСЕМ 2060 зі сплаву UF 20 (рис. 5.21) дозволило збільшити швидкість різання до  $V = 80$  м/хв із тією ж подачею  $S = 0,1$  мм/об.



Рисунок 5.21 – Свердло ЕСЕМ 2060 із сплаву UF 20

Із метою підвищення продуктивності та якості обробки отворів розроблено та впроваджено у виробництво кардинально нові конструкції свердел для глибокого свердління отвору  $\varnothing 3,15$  мм SPGD-03150-0410-30577-01 із довжиною ріжучої частини 125 мм. Свердління рекомендується здійснювати із режимом різання:  $V = 60$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об. Далі наведено розроблені ефективні операції механічної обробки деталі "п'ята" (рис. 5.17,б).

1. За чинною технології напівчистову обробку зовнішньої циліндричної поверхні деталі "п'ята" здійснювали фасонним різцем із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 2,0$  мм. Замість цього інструменту застосовано сучасний збірний токарний різець TDJNL 2525 M15 зі змінною багатогранною пластиною DNMG 150608 ML зі сплаву K10, що складається з WC + Co (рис. 5.22, табл. 5.6). Параметри режиму різання:  $V = 350$  м/хв,  $S = 0,25$  мм/об.,  $t = 1,5$  мм. У результаті продуктивність обробки збільшилася у 6 разів, майже в таку ж кількість разів зменшилася собівартість обробки.

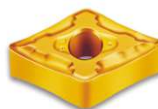


Рисунок 5.22 – Збірний токарний різець зі змінною багатогранною пластиною зі сплаву K10

Таблиця 5.6 – Механічні та фізичні властивості твердого сплаву K10

Модуль пружності, Н/мм <sup>2</sup>	Межа міцності на вигин, Н/мм <sup>2</sup>	Межа міцності на стиск, Н/мм <sup>2</sup>	Твердість (HRA)	Тепло-провідність, кал/(см·с·К)	Коефіцієнт теплового розширення, 10 <sup>-6</sup> /град
620	>2400	6200	92,7	0,19	4,7

2. Обробку 3-х глухих отворів  $\varnothing 3,18 \pm 0,24$  мм раніше проводили спеціальним свердлом  $\varnothing 3,18$  мм із швидкорізальної сталі P18 вітчизняного виробництва із режимом різання  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. Нами на цій операції запропоновано застосовувати спеціальне твердосплавне свердло BOF D3.18X0.7X60-6 із ультрадрібнозернистого твердого сплаву UF10 (рис. 5.23) із режимом різання  $V = 120$  м/хв,  $S = 0,07$  мм/об. Це дозволило більш ніж у 5 разів підвищити продуктивність обробки із одночасним зменшенням собівартості обробки.

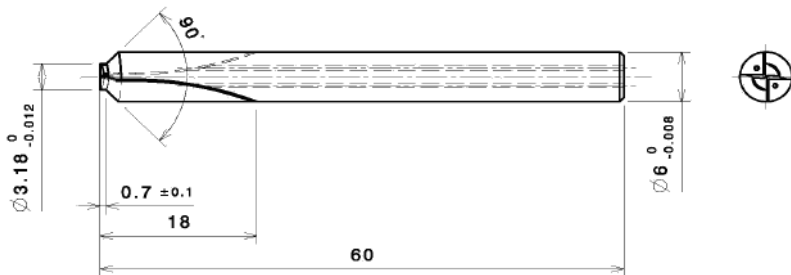


Рисунок 5.23 – Креслення твердосплавного свердла BOF D3.18X0.7X 60-6 зі сплаву UF10

3. Обробку центрального отвору  $\varnothing 1,57^{+0,11}_{-0,04}$  мм раніше здійснювали спеціальною фрезою  $\varnothing 1,57$  мм із швидкорізальної сталі P18 вітчизняного виробництва із режимом різання  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. Застосування спеціальної твердосплавної фрези SSD D1.6X20FX70-6 із сплаву UF10 (рис. 5.24) із режимом різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,07$  мм/об., дозволило у 5 разів збільшити продуктивність та зменшити собівартість обробки.

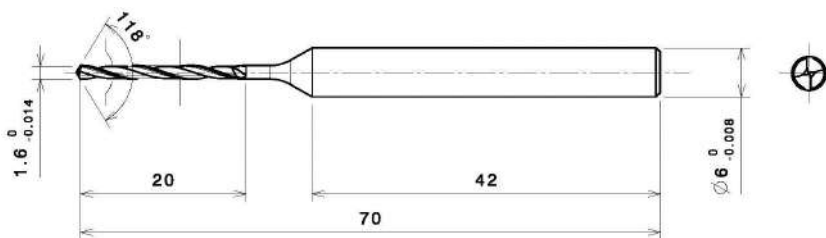


Рисунок 5.24 – Креслення твердосплавної фрези SSD D1.6X20FX 70-6 із сплаву UF10

4. Точіння торцевих канавок запропоновано виконувати з режимом різання:  $V = 150$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об. Використовували канавочні різці зі змінною пластиною TTER 2525-2T8 і TDFT 1.25-0.38-D22 K10. Раніше ця операція здійснювалася напайним канавочним різцем із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 70$  м/хв,  $S = 0,07$  мм/об. У результаті досягнуто збільшення продуктивності обробки до 3-х разів.

5. Чорнова операція розточування отвору  $\varnothing 17,12 \pm 0,04$  здійснюється різцем S16P SVJCR-11-UKR із використанням змінної пластини VCGT 110304 FL із сплаву K10 (рис. 5.25) із режимом різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Раніше ця операція здійснювалася із використанням напайного розточувального фасонного різця із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 50$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Це дозволило до 4-х разів підвищити продуктивність обробки.



Рисунок 5.25 – Змінна пластина зі сплаву K10

6. Для обробки сфер R1,52 і  $\varnothing 3,94 \pm 0,11$  мм традиційно використовували спеціальні фрези із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 50$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об. Завдяки використанню збірних фрез SBE 20304 і SBE 20394 із твердого сплаву UF10, які дозволяють реалізувати режим різання:  $V = 150$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об., вдалося підвищити швидкість різання і продуктивність обробки у 3 рази.

7. Обробка стопорної канавки за новою технологією здійснюється токарним різцем MVQNR 2525 M16 зі змінною пластиною VNGG 160404 ML із сплаву K10 із режимом різання:  $V = 420$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 0,5$  мм. Раніше застосовували контурний різець із швидкорізальної сталі P18 вітчизняного виробництва із режимом різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,1$  мм. Це дозволило значно (більш ніж у 10 разів) підвищити продуктивність обробки.

Виконано оцінювання ефективності застосування розроблених операцій механічної обробки деталі "втулка сферична" (рис. 5.17,в).

1. За чинною технологією операція напівчистої обробки зовнішньої циліндричної поверхні деталі "втулка сферична", а також торцевої поверхні здійснювалася фасонним різцем із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,1$  мм/об.,  $t = 2,0$  мм. Замість цього інструменту

застосовано сучасний збірний токарний різець TDJNL 2525 M15 зі змінною багатогранною пластиною DNMG 150608 ML із сплаву K10 (рис. 5.26).

Це дозволило реалізувати наступний режим різання:  $V = 350$  м/хв,  $S = 0,25$  мм/об.,  $t = 1,5$  мм.



Рисунок 5.2 – Збірний токарний різець зі змінною багатогранною пластиною із сплаву K10

2. Розточування, а також обробку торця втулки раніше виконували контурним різцем із швидкорізальної сталі P18 із режимом різання:  $V = 110$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об.,  $t = 0,1$  мм. Запропоновано обробку проводити токарним різцем S25T SDUCR 11 із кутом у плані  $93^\circ$ , оснащеним пластиною DCGT 11T304 FL із сплаву K10 (рис. 5.27) із режимом різання:  $V = 250$  м/хв,  $S = 0,2$  мм/об.,  $t = 1,0$  мм. У результаті досягнуто збільшення продуктивності обробки більш ніж у 10 разів.



Рисунок 5.27 – Токарний різець із кутом у плані  $93^\circ$ , оснащений пластиною із сплаву K10

3. Фрезерування круглих лисок ("зірочки") за діючою технологією здійснювали фрезою  $\varnothing 10$  мм із швидкорізальної сталі вітчизняного виробництва із режимом різання:  $V = 30$  м/хв,  $S = 0,08$  мм/об. Цю фрезу замінили на фрезу REMA 3100C із твердого сплаву UF10 (рис. 5.28). Це дозволило інтенсифікувати режим різання:  $V = 100$  м/хв,  $S = 0,15$  мм/об. і більш ніж у 6 разів підвищити продуктивність обробки.



Рисунок 5.28 – Фреза REMA із твердого сплаву UF10



Таким чином показано, що застосування збірних конструкцій твродсплавних ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями за умови правильного встановлення режимів різання та інших параметрів обробки відповідно до запропонованих в роботі практичних рекомендацій, дозволило значно збільшити продуктивність і зменшити собівартість обробки із одночасним забезпеченням високих показників точності, якості та шорсткості оброблюваних поверхонь. Із метою підвищення працездатності інструментів та розширення технологічних можливостей металорізальних верстатів, нижче наведено характеристики нових перспективних верстатів із ЧПУ і ріжучих твродсплавних інструментів зі зносостійкими покриттями, призначених для обробки різних за оброблюваністю матеріалів.

## **5.10. Розроблення практичних рекомендацій на основі отриманих теоретичних рішень для підвищення продуктивності та якості механічної обробки деталей машин**

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

Впровадження сучасних збірних твродсплавних ріжучих інструментів і обладнання із ЧПУ дозволило вирішити в ПАТ "Дніпролімермаш" (м. Дніпро) проблему створення складнопрофільних робочих поверхонь сектора (елемента) прес-форми для шини діаметром 2200 мм (рис. 5.29). За чинною технологією обробку виконували на протязі 180 годин [15; 62]. Впровадження нової технології дозволило виключно шляхом підвищення режимів різання та зменшення кількості проходів скоротити машинний час до 15,5 годин (рис. 5.30), одночасно підвищити продуктивність обробки без погіршення якості та точності оброблених поверхонь. у результаті досягнуто зменшення машинного часу у 11,5 разів, тобто підвищення продуктивності обробки у 11,5 разів, що дало можливість підприємству виграти тендер на поставку виробів вартістю у мільйони доларів. Ефект обумовлено застосуванням нових збірних твродсплавних інструментів виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея): торцевої фрези Ø 100 мм із механічним кріпленням пластин SCRM90TN 6100-32R-22 (рис. 5.31,а); кінцевої фрези Ø 32 мм із механічним кріпленням пластин TE90AP 332-32-17-L (рис. 5.31,б); сферичної фрези Ø 25 мм із механічним кріпленням пластини TBN 250-32M (рис. 5.31,в).



а



б

Рисунок 5.29 – Сектор у зібраному вигляді (а) і його обробка на верстаті (б)

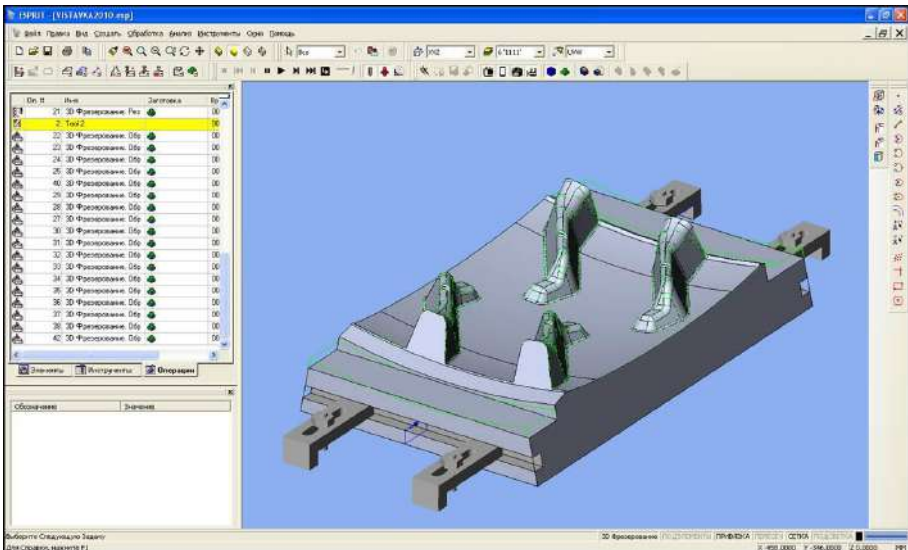


Рисунок 5.30 – Траєкторії руху ріжучого інструмента у САМ системі Esprit

Застосовуються пластини зі зносостійкими покриттями (сплав ТТ9080, рис. 5.31,г), що забезпечують високу стійкість ріжучих інструментів. Чорнова обробка здійснюється торцевою фрезою  $\varnothing 100$  мм із режимом різання: швидкість різання  $V = 140$  м/хв ( $n = 440$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,11$  мм/зуб; подача стола  $S = 300$  мм/хв; глибина – 6 мм; ширина – 70 мм.

Напівчистова обробка здійснюється кінцевою фрезою  $\varnothing 32$  мм із швидкістю різання  $V = 170$  м/хв ( $n = 1\,700$  об./хв); подачею на зуб  $S_Z = 0,2$  мм/зуб; подачею стола  $S = 1000$  мм/хв; глибиною – 1 мм; шириною – 23 мм.

Чистова обробка здійснюється кінцевою фрезою  $\varnothing 21$  мм із швидкістю різання  $V = 330$  м/хв ( $n = 5\,000$  об./хв); подачею на зуб  $S_Z = 0,4$  мм/зуб; подачею стола  $S = 3900$  мм/хв; глибиною – 0,3 мм; шириною – 0,5 мм.

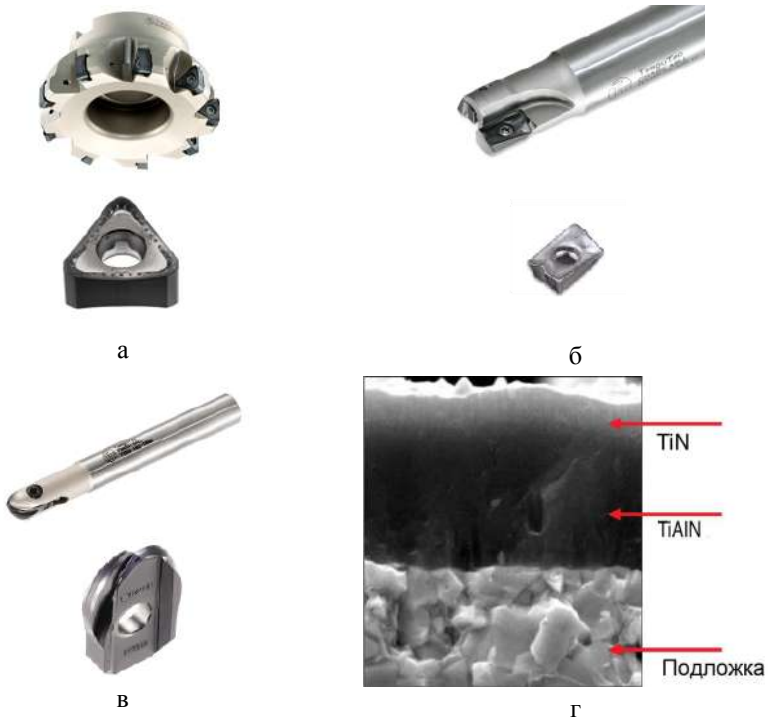


Рисунок 5.31 – Застосовувані ріжучі інструменти (а, б, в) і структура сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям (г)

Чистова обробка здійснюється із застосуванням сферичної фрези  $\varnothing 25$  мм із режимом різання: швидкість різання  $V = 390$  м/хв; подача на зуб  $F_Z = 0,3$  мм/зуб; оберти шпинделя  $S = 5000$  об./хв; подача  $F = 3000$  мм/хв; глибина – 1 мм; ширина – 0,35 мм. Застосовано нестандартні підходи контролю якості – впроваджено САМ системи ESPRIT (рис. 5.32). Застосування даного програмного засобу дозволяє виключити необхідність проміжних вимірів у процесі обробки деталі, що додатково підвищує продуктивність праці.

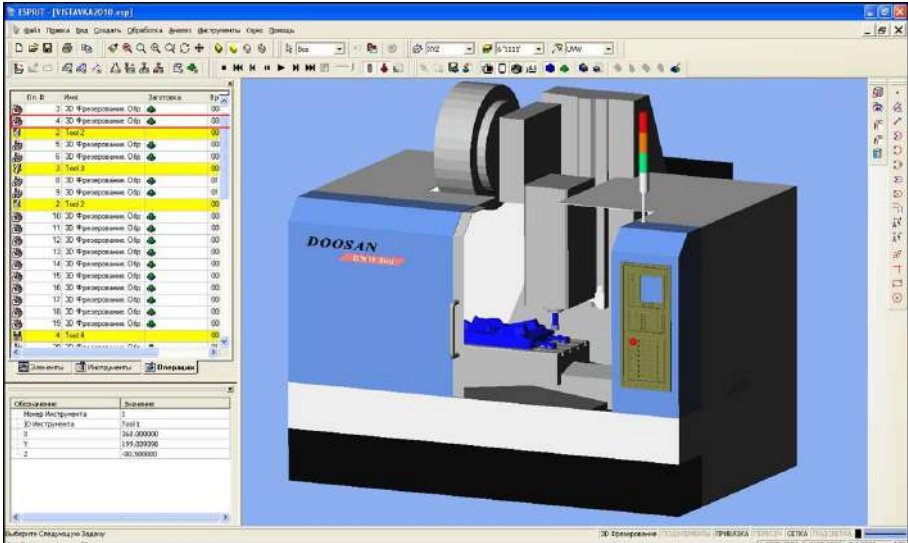


Рисунок 5.32 – Контроль і симуляція обробки у САМ системі Esprit

Таким чином, наведені приклади наочно показують, що застосування сучасного обладнання та збірних твердосплавних інструментів відкриває нові технологічні можливості в інтенсифікації процесів механічної обробки деталей із важкооброблюваних матеріалів. У результаті досягається багаторазове збільшення продуктивності та зниження собівартості обробки із забезпеченням високих вимог за точністю та якістю оброблюваних поверхонь.

### 5.10.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "упор передній"

Одним із прикладів ефективного використання сучасних збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями слід розглядати фрезерування площин і уступів корпусної деталі "упор передній", виготовленої із сталі 20ГЛ (легованої сталі для виливків). Хімічний склад і механічні властивості даної сталі наведено у табл. 5.7 і табл. 5.8.

Таблиця 5.7 – Хімічний склад у % сталі 20ГЛ

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

Таблиця 5.8 – Механічні властивості сталі 20ГЛ (температура  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

Сортамент	Твердість	Тимчасовий опір	Межа пропорційності	Відносне подовження при розриві	Відносне звуження	Ударна в'язкість	Термообробка
	HB·10 <sup>-1</sup> , МПа	$\sigma_{\theta}$ , МПа	$\sigma_T$ , МПа	$\delta_s$ , %	$\psi$ , %	кДж/м <sup>2</sup>	
Виливки К-25 ГОСТ 977-88	143 – 187	540	275	18	25	491	Нормалізація 880 – 900 °С, відпуск 600–650 °С

Відповідно до діючої технології, обробка розглянутої деталі здійснюється на вертикально-фрезерному верстаті моделі 6Р13 (рис. 5.33) із використанням кінцевих і торцевої фрез (рис. 5.34). Загальний вигляд заготовки та обробленої деталі показано на рис. 5.35. На рис. 5.36 наведено 3D-модель деталі у пристосуванні і 3D-модель деталі.



Рисунок 5.33 – Вертикально-фрезерний верстат моделі 6Р13



Рисунок 5.34 – Кінцеві (а) і торцева (б) фрези



Рисунок 5.35 – Загальний вигляд заготовки (а) та обробленої деталі (б)

Основний недолік діючої технології фрезерування – висока трудомісткість обробки у зв'язку із підвищеними фізико-механічними властивостями оброблюваного матеріалу і низькою стійкістю застосовуваних ріжучих інструментів. Із метою зменшення трудомісткості обробки запропоновано фрезерування площин деталей здійснювати збірною торцевою фрезою  $\varnothing 63$  мм

TFMRY 463-22R-20 виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) (рис. 5.37), оснащеною круглими твердосплавними пластинами (рис. 5.38). Загальний вигляд використовуваного оправлення BT40 40 SEM 22 60 та його характеристики наведено на рис. 5.39.

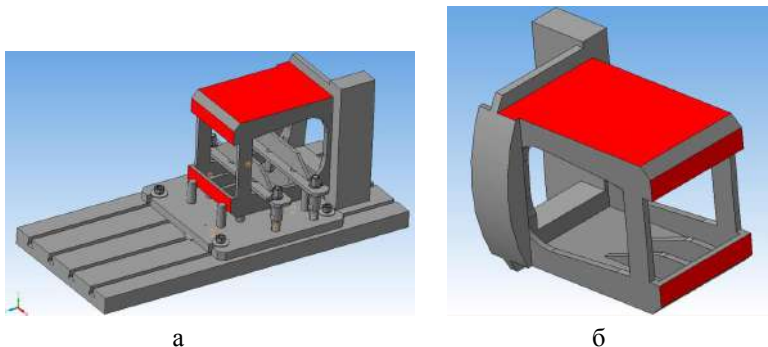
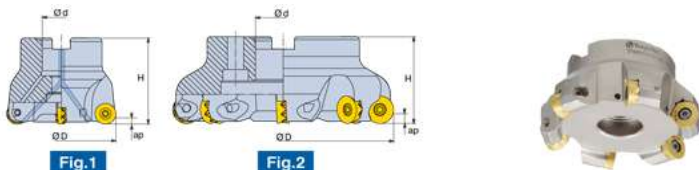


Рисунок 5.36 – 3D-модель деталі у пристосуванні (а) і 3D-модель деталі (б)



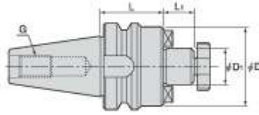
r	Z	D	d	H	ap	СОЖ	Рис	kg
10.00	4	63.00	22.000	50	10.00	О	1	0.459

Рисунок 5.37 – Фреза торцева  $\varnothing 63$  мм



r	d	t	ap	Рис
10.00	20.000	7.000	10.00	2

Рисунок 5.38 – Твердосплавна пластина із TT9080



D1	L	L1	D	G
22.00	60.00	0.00	47.00	M16

Рисунок 5.39 – Оправлення

Твердий сплав ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого кольору) використовують як інструментальний матеріал. Цей твердий сплав є універсальним, його ефективною областю застосування є обробка фактично всіх видів сталей і чавунів.

На рис. 5.40 показано структуру твердого сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN.

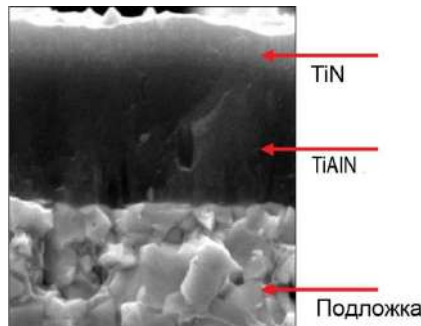


Рисунок 5.40 – Структура твердого сплаву ТТ9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN

Твердий сплав ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого кольору) використовують як інструментальний матеріал. Цей твердий сплав отримав широке застосування під час обробки всіх видів сталей (по ISO: P10-P40).

Структуру твердого сплаву ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN / TiN показано на рис. 5.41.



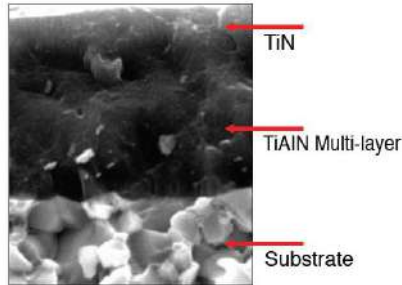


Рисунок 5.41 – Структура твердого сплаву ТТ7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN

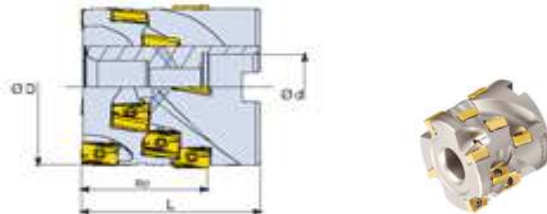
Фрезерування площин деталей здійснювалося на сучасному обробному центрі DOOSAN DNM500 (рис. 5.42) із використанням режиму різання: швидкість різання  $V = 150$  м/хв ( $n = 760$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,1$  мм/зуб; подача  $S = 305$  мм/хв [19].



Рисунок 5.42 – Обробний центр DOOSAN DNM500

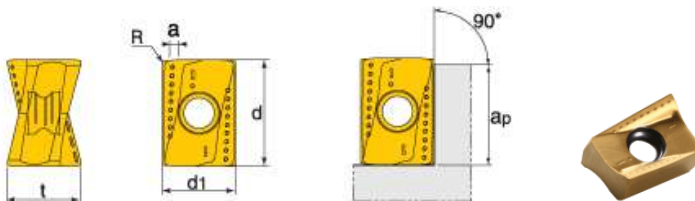
Фрезерування уступів на деталі запропоновано здійснювати фрезою кукурудзяною  $\varnothing 63$  мм TES D63-56-27R-AN16 (рис. 5.43), оснащеною пластинами ANHX 160708R-M TT7080 (рис. 5.44). При цьому використовувалося оправлення BT40 SEMC 27 55 (рис. 5.45). Тверді сплави TT9080 і TT7080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN (жовтого

кольору) використовували як інструментальні матеріали. Обробку уступів на деталі здійснювали на сучасному обробному центрі DOOSAN DNM500 (рис. 5.42) із використанням режиму різання: швидкість різання  $V = 120$  м/хв ( $n = 605$  об./хв); подача на зуб  $S_z = 0,1$  мм/зуб; подача  $S = 180$  мм/хв.



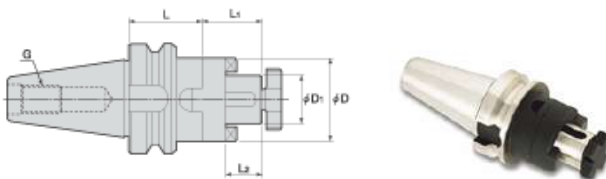
Зубьев	Z	D	d	L	ap
3	12	63.00	27.000	80.00	56.00

Риснок 5.43 – Фреза кукурудзяна Ø 63 мм TES D63-56-27R-AN16



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

Рисунок 5.44 – Пластина ANHX 160708R-M TT7080



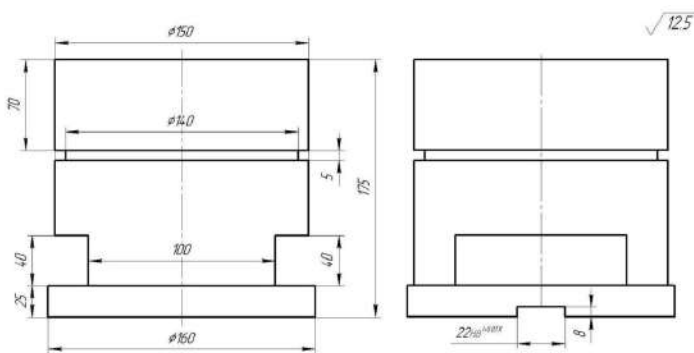
D1	L	L1	L2	D	G
22.00	53.00	0.00	19.0	40.00	M16

Рисунок 5.45 – Оправлення BT40 SEMC 27 55

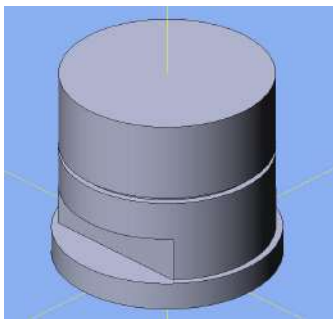
Впровадження у основне виробництво Папаснянського вагоноремонтного заводу запропонованої технології фрезерування площин і уступів деталей дозволило зменшити машинний час обробки із 40 хвилин (за діючою технологією) до 16 хвилин, тобто у 2,5 рази.

### 5.10.3. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "циліндр"

Основним недоліком виготовлення деталей гідравлічних систем є низька продуктивність і висока трудомісткість їх механічної обробки. Значною мірою це відноситься до обробки деталі "циліндр", виробництво якої освоєно у ПАТ "Насосенергомаш". На рис. 5.46 показано креслення і 3D модель заготовки, а на рис. 5.47 – креслення і 3D модель деталі. Фотографії заготовки і деталі наведено на рис. 5.48.

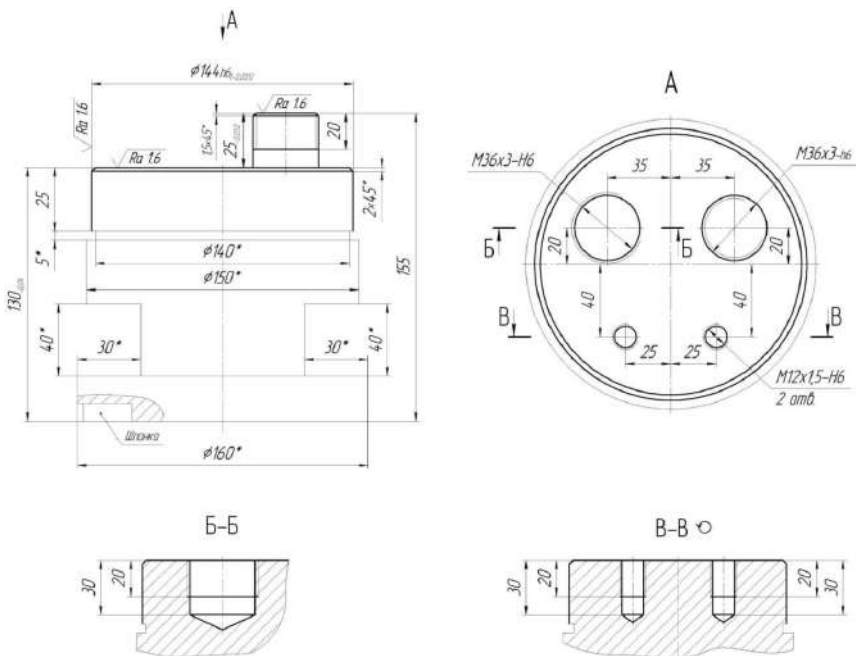


а

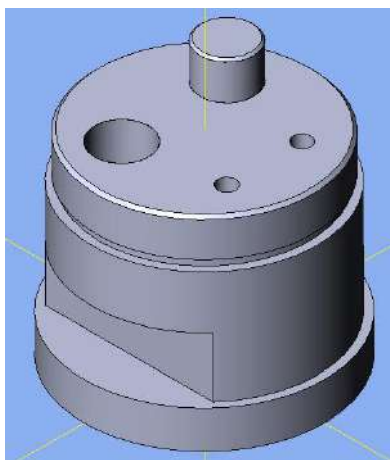


б

Рисунок 5.46 – Креслення (а) та 3D-модель (б) заготовки



а



б

Рисунок 5.47 – Креслення (а) та 3D-модель (б) деталі "циліндр"



а



б

Рисунок 5.48 – Фотографії заготовки (а) і деталі "циліндр" (б)

Розглянута деталь "циліндр" виготовляється із конструкційної вуглецевої якісної сталі 45.

Хімічний склад, механічні та фізичні властивості сталі 45 наведено у табл. 5.9 – табл. 5.11.

Таблиця 5.9 – Хімічний склад сталі 45

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

Таблиця 5.10 – Механічні властивості сталі 20ГЛ (температура  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ )

Сортамент	Твердість $\text{HV} \cdot 10^{-1}$ , МПа	Тимчасовий опір $\sigma_{\sigma}$ , МПа	Відносне по- довження при розриві $\delta_s$ , %	Відносне звуження $\psi$ , %
Прокат відпалений ГОСТ 1050-88	207	540	13	40

Таблиця 5.11 – Фізичні властивості сталі 45

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

Традиційно механічну обробку деталі "циліндр" здійснюють на вертикально-фрезерному верстаті із ЧПУ моделі ГФ-2171 (рис. 5.49) із використанням кінцевих фрез, свердел, мітчиків і плашок вітчизняного виробництва (рис. 5.50).

Із метою підвищення ефективності обробки даної деталі запропоновано використовувати сучасні збірні твердосплавні ріжучі інструменти виробництва фірм TaeguTec (Південна Корея) (рис. 5.51).

Ріжучі частини інструментів виготовлено із твердого сплаву TT9080 зі зносостійким покриттям PVD TiAlN/TiN, із твердих сплавів TT1040 (за ISO: P05-P20, K05-K20, H05-H25) і TT9030 (за ISO: P15-P35, M10-M30, S15-S25) зі зносостійким покриттям PVD TiAlN (чорного кольору).

Ефективною областю застосування цих твердих сплавів є високошвидкісна обробка сталей, чавунів і загартованих сталей із твердістю до HRC 70. Застосовувався також твердий сплав без покриття UF10 (за ISO: N20-N30). Його структуру показано рис. 5.52.



Рисунок 5.49 – Вертикально-фрезерний станок із ЧПУ моделі ГФ-2171



Рисунок 5.50 – Застосовувані ріжучі інструменти: кінцеві фрези (а), мітчик і плашка (б), свердла (в)



Рис. 5.51. Використовувані сучасні ріжучі інструменти

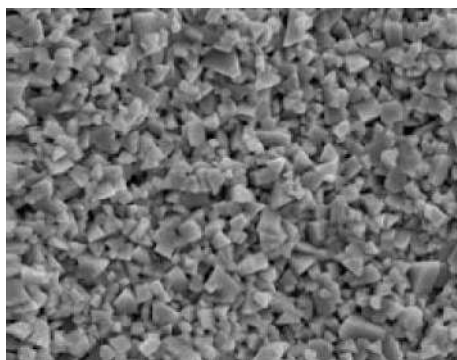


Рисунок 5.52 – Структура твердого сплаву UF10

Фрезерування площини (розмір  $\varnothing 140$ ), попереднє фрезерування отвору діаметром  $\varnothing 144$  під різьбу М36 (внутрішню і зовнішню) здійснювали кінцевою фрезою  $\varnothing 20$  ЗР ТЕ90-220-20-10-L170, оснащеною твердосплавними пластинами ЗРКТ 100408R-М ТТ7080 із трьома різальними кромками (рис. 5.53). При цьому використовували оправлення ВТ50 ТМС 32-135 і цангу CSR 32-20 (рис. 5.54).



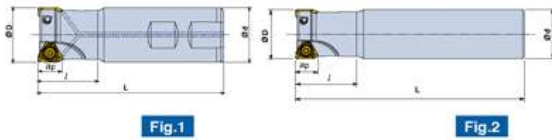
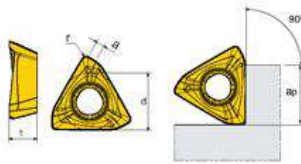


Fig.1

Fig.2

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

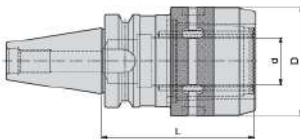
а



d	t	a	r	ap
6.90	4.000	0.90	0.80	7.00

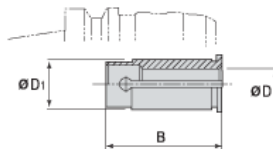
б

Рисунок 5.53 – Фреза кінцева (а) і твердосплавна пластина із трьома різальними кромками (б)



d	D	L
32.00	74.00	135.00

а

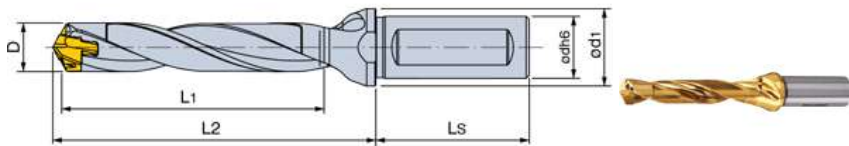


D	D1	B
20.00	32.00	65.00

б

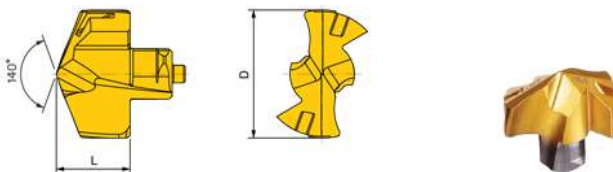
Рисунок 5.54 – Оправлення (а) і цанга (б)

Свердління 2-х отворів під різьбу M12 здійснювали із застосуванням свердла Ø10,3 TCD 100-104-16T3-5D і коронки TCD-103-P TT9080 (рис. 5.55). Під час свердління використовували оправлення BT50 ER 32 125 і цангу ER32 SEAL 15-16 (рис. 5.56).



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

a



D	L	Po.Size
10.30	6.200	10

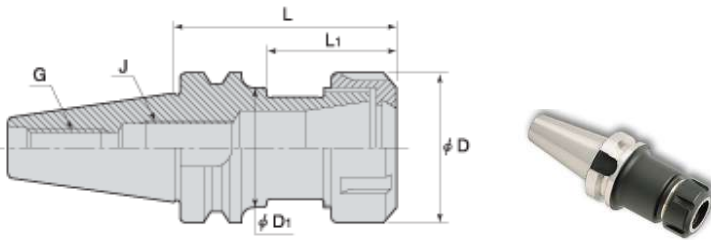
б

Рисунок 5.55 – Свердло (а) і коронка (б)

Чистове фрезерування отвору Ø144 під різьбу M36 здійснювали фрезою Ø18 HES 4180T TT9030 із використанням оправки BT50 ER 32×125 і цанги ER32 SPR 19-20AA (рис. 5.57).

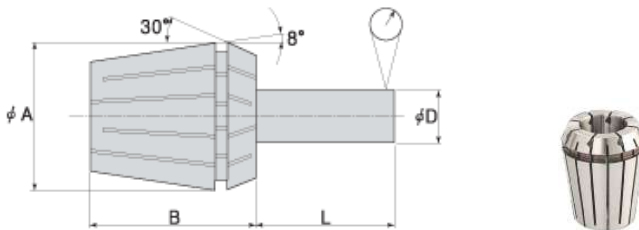
Фрезерування фасок 1,5×45 і 2×45, центрування отвору і розмітку здійснювали фасковою фрезою Ø12 SEM 2120 UF10 із застосуванням оправлення BT50 ER 32×125 і цанги ER32 SPR 11-12 (рис. 5.58).

Нарізування внутрішньої різьби M36×3 здійснювали із застосуванням різьбофрези TMTSR 0025 K21, оснащеної твердосплавною пластиною TMT21 I 3.0 ISO TT9030, із використанням оправлення BT50 ER 32 125 і цанги ER32 SPR 19-20 AA (рис. 5.59 – 5.61).



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

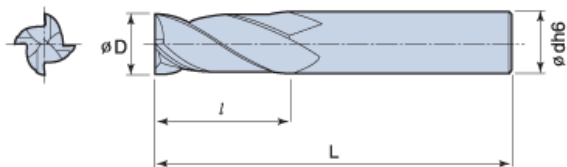
a



d min	d max	S s
15.00	16.00	ER 32

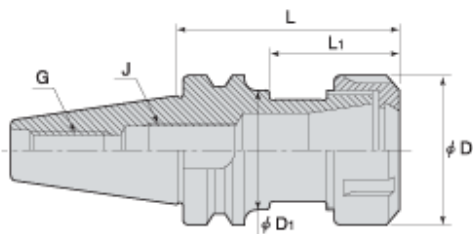
б

Рисунок 5.56 – Оправлення (а) і цанга (б)



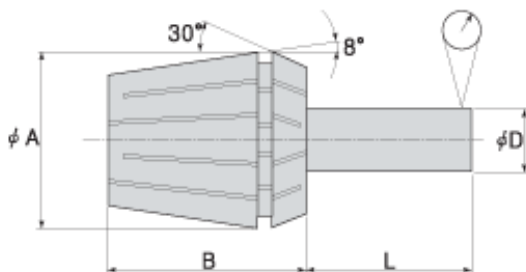
D	L	l	d
18.00	110.00	45.00	20.00

a



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

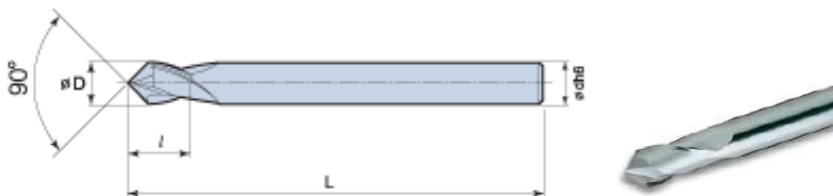
б



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

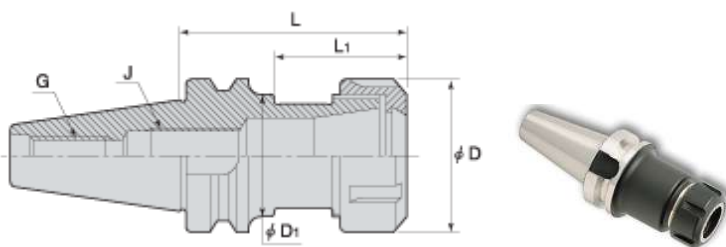
в

Рисунок 5.57 – Фреза (а), оправления (б) і цанга (в)



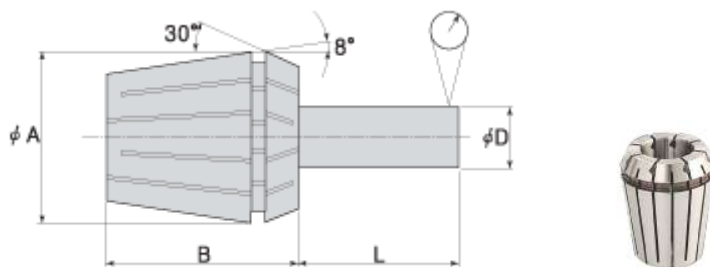
D	L	l	d
12.00	110.00	18.00	12.00

a



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

б



d min	d max	S s
11.00	12.00	ER 32

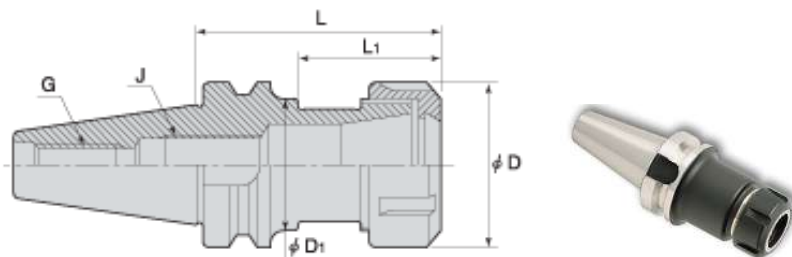
в

Рисунок 5.58 – Фаскова фреза (а), оправлення (б) і цанга (в)



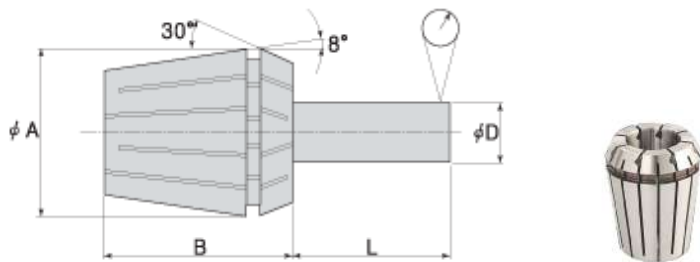
Шаг	0	0	d	Style 1	D	Зубья	ap	L
1.50	M10	>12	8.00	C	7.00	0	24.80	76.00

а



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

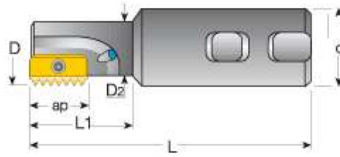
б



d min	d max	S s
7.00	8.00	ER 32

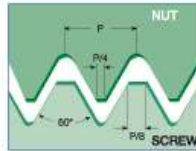
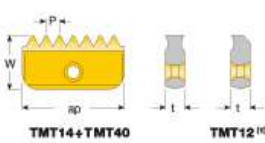
в

Рисунок 5.59 – Різьбофреза (а), оправлення (б) і цанга (в)



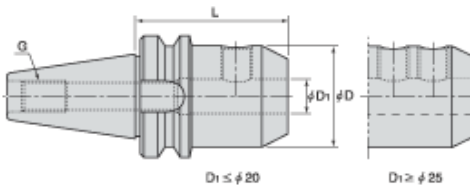
ap	D	d	D2	L	L2	СОЖ	Винт	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

а



Шаг	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

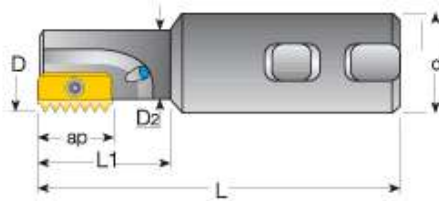
б



D1	L	D	G
20	100.00	52.00	M24

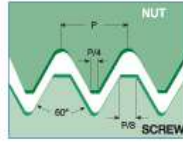
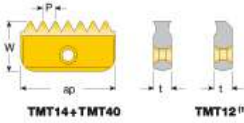
в

Рисунок 5.60 – Різьбофреза (а), пластина (б) і оправлення (в)



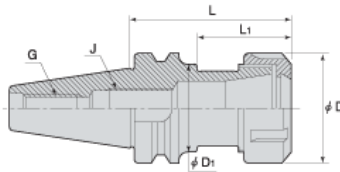
ap	D	d	D2	L	l2	СОЖ	Винт	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

а



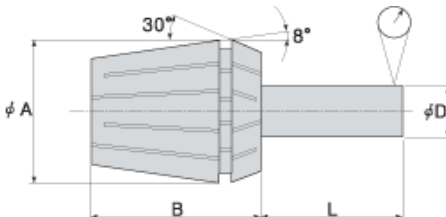
Шар	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

б



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

в



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

г

Рисунок 5.62 – Різьбофреза (а), пластина (б), оправлення (в) і цанга (г)



Обробку деталі "циліндр" за новою технологією здійснювали на обробному центрі DOOSAN VM960 (рис. 5.62). Оброблену деталь в Esprit показано на рис. 5.63.

Контроль лінійний розмірів проводили за допомогою вимірювального інструмента виробництва IDF, такого як: штангенциркуль із цифровою індикацією ШЦЦ-І діапазон 0–250 мм (ціна поділки 0,01 мм); вимірювач шорсткості TR-100; шаблон для контролю фасок; калібр-пробка ГОСТ 16093-70.



Рисунок 5.62 – Обробний центр DOOSAN VM960

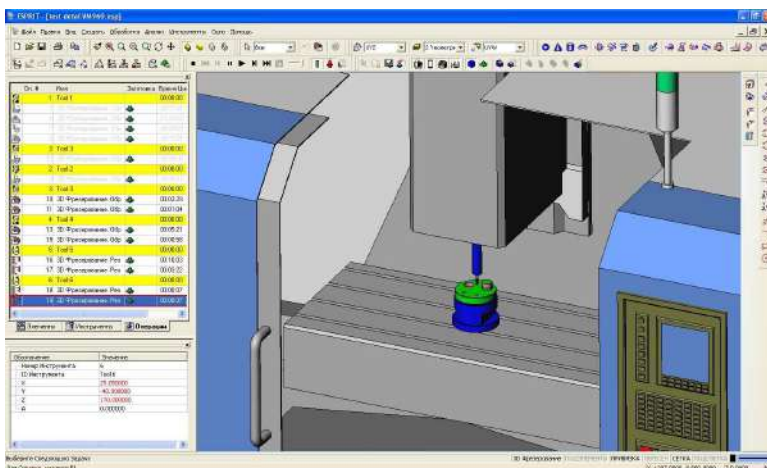


Рисунок 5.63 – Оброблена деталь у САМ системі Esprit

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

Проведені розрахунки економічного ефекту від впровадження розроблених операцій механічної обробки деталей гідравлічних систем, а також інших деталей із важкооброблюваних матеріалів, показали на їх високу результативність. Так, економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки деталей гідравлічних систем у Приватному АТ "Гідросила АПМ" (м. Кропивницький) у цінах 2008 року склав 90420 гривень на рік, а економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм в ПАТ "Дніпрополімермаш" (м. Дніпро) склав 54800 гривень на рік. Як видно, загальний економічний ефект від впровадження розроблених операцій механічної обробки лише на двох підприємствах склав 145220 гривень на рік. При цьому досягнуто суттєве зниження собівартості та підвищення продуктивності обробки із забезпеченням необхідних параметрів якості оброблюваних поверхонь.

#### **5.10.4. Розроблення та впровадження прогресивної технології механічної обробки турбінних лопаток**

Компанія ТаегуТек Україна спільно з партнерами успішно реалізують виробничі завдання для ведучих підприємств української промисловості. Комплексний професійний підхід технологічного відділу компанії – це ефективні рішення та повний супровід процесу виробництва, починаючи з моменту отримання креслення. Прикладом такої технічної підтримки є впроваджена на великому промисловому підприємстві України ефективна технологія обробки турбінних лопаток (рис. 5.64), завдяки якій оптимізовано витрати на переоснащення верстатного парку і на 50 % збільшена продуктивність [17].

Деталь "Газотурбінна лопатка" є достатньо відповідальним елементом в аерокосмічній галузі, обробка якого відрізняється жорсткими вимогами за допусками та шорсткістю поверхні. Згідно з чинною технологією, обробка заготовки для турбінних лопаток складної геометрії здійснюється на застарілих електроерозійних верстатах. Матеріал заготовки – важкооброблювана нержавіюча сталь 08X18H10T (рис. 5.65).

У зв'язку з цим поставлено завдання розробки та впровадження технології механічної обробки турбінних лопаток, скорочення інвестицій на мо-

дернізацію верстатного парку виробничого цеху та оптимізацію часу обробки без втрат продуктивності на підприємстві. Вирішенням завдання стала розроблена технологія обробки деталі "за два установи", тобто її почергова обробка з кожного боку. Обробку запропоновано здійснювати на верстаті ФОЦ DNM400 південнокорейського виробника DOOSAN (рис. 5.66).



Рисунок 5.64 –  
Газотурбінна лопатка



Рисунок 5.65 – Заготовка  
газотурбінної лопатки



Рисунок 5.66 – Станок DOOSAN DNM400

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

Із однієї сторони, запропонований метод не вимагав технічно складного оснащення, проте, перевстановлення деталі може знизити точність обробки. Крім того, така технологія ускладнювалася розробкою і виготовленням спеціальних затискних пристосувань. З іншого боку, повне виготовлення деталі "за один установ" передбачає придбання п'ятиосьового фрезерного верстата, що призводить до подорожчання проекту.

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

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

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

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

- Подальшим розвитком проекту "Обробка турбінних лопаток" стало придбання 10 верстатів DOOSAN аналогічного класу, виконання відповідних пуско-налагоджувальних операцій і завантаження керуючих програм. Як результат, підприємство налагодило серійний випуск лопаток із нержавіючої сталі вже через два роки з моменту обробки тестової деталі (рис. 5.67).

Подальшою підтримкою даного підприємства стало надання послуг:

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

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



Рисунок 5.67 – Виготовлена деталь "Лопатка"

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



Рисунок 5.68 – Серія фрез і пластин ChaseFeed

Завдяки більш низькій вартості порівняно з монолітними твердосплавними фрезами, інструмент зі змінними насадками забезпечує максимальну продуктивність і зниження витрат саме для такого класу задач. І в даному випадку, кращим вибором є високопродуктивна серія фрез і пластин ChaseFeed (рис. 5.68).

Серію фрез і пластин ChaseFeed спеціально розроблено для ефективної чорнової обробки, а нова пластина SBMT, яка доповнила цю серію, забезпечує кращу продуктивність на високих швидкостях подачі та невеликій глибині різання.

### **5.10.5. Застосування спеціального інструменту компанії TaeguTec на підприємствах України**

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

Фрезерний спеціальний інструмент – це, як правило, фасонний і комбінований інструмент, що виготовляється зі спеціальним складним профілем, який повністю повторює геометрію оброблюваної деталі. Наприклад, для одного підприємства в компанії TaeguTec Україна розроблено фасонні фрези (рис. 5.69), які відповідають усім вимогам Замовника. Ці фрези мають спеціальний профіль, за допомогою якого здійснюється обробка всієї криволінійної геометрії деталі за один прохід.

Ріжучі твердосплавні пластини, що встановлюються на корпусі фрези, мають від 2 до 8 різальних кромek в залежності від конфігурації. Тип цих пластин – тангенціальний, що гарантує високу їх стійкість в жорстких умовах роботи і знижує навантаження на устаткування.

Прикладом комбінованого фрезерного інструменту є також спеціально розроблені комбіновані фрези в компанії TaeguTec (рис. 5.70), які були впроваджені на підприємстві залізничної спрямованості. На корпусах цих фрез встановлюються стандартні пластини TaeguTec. Обидві фрези працюють в парі і виконують обробку одночасно до 10 поверхонь.

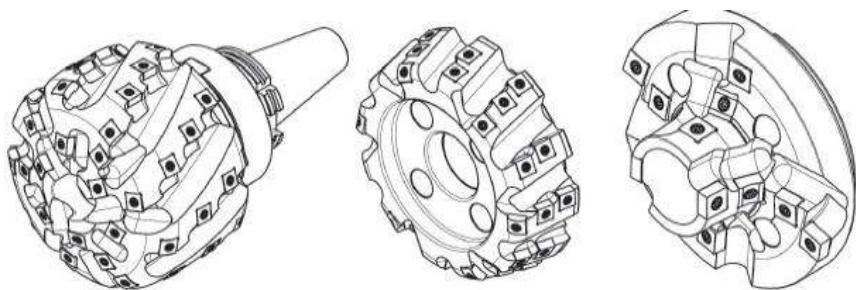


Рисунок 5.69 – Фасонні фрези, розроблені в компанії ТаегуТек Україна

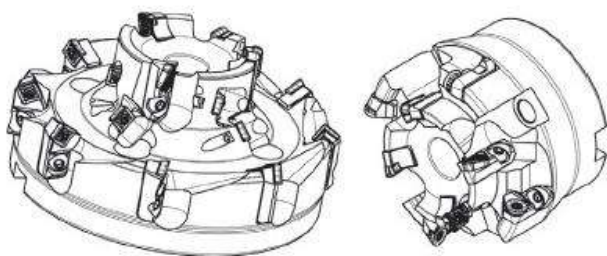


Рисунок 5.70 – Спеціальні комбіновані фрези

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

На одному з підприємств було поставлено завдання скорочення машинного часу при обробці деталі "Ступиця". За допомогою існуючого стандартного інструменту виконати це завдання практично неможливо, тому що раніше застосовувався стандартний інструмент, який відрізнявся також високою якістю. Тому були розроблені та успішно впроваджені два спеціальних комбінованих свердла (рис. 5.71). Призначення першого свердла – розсвердлювання отвору з припуском під чистове розточення з одночасним утворенням фаски. Корпус свердла виконаний з конусом DIN69871 40. Друге свердло призначене для свердління отвору з одночасною його цеківкою.

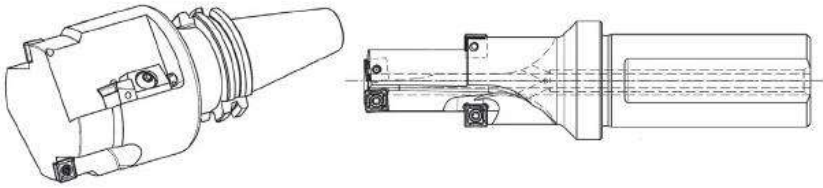


Рисунок 5.71 – Комбіновані свердла: для розсвердлювання отвору із припуском під чистове розточування із одночасним утворенням фаски

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

На території України багато підприємств використовують для виготовлення серійних токарних деталей токарні автомати і напівавтомати радянського виробництва. У цих верстатів є величезна перевага у продуктивності порівняно навіть із сучасними верстатами із ЧПУ. Але є і недоліки, такі як, можливість обробки деталей лише вздовж однієї координати. Відповідно, для виготовлення складного профілю деталі необхідно виготовляти або кілька інструментів, або використовувати фасонний інструмент.

У даний час технологи віддають перевагу напайному фасонному інструменту, оскільки верстати працюють з невеликими швидкостями різання, а рівень їх технічного стану дуже низький. У цих умовах вважається нераціональним використання коштовних спеціальних твердосплавних інструментів закордонних виробників.

Компанія TaeguTec є однією з небагатьох компаній, яка може виготовляти фасонний інструмент для будь-якого обладнання і для будь-яких умов обробки. На територію України компанія постійно надає твердосплавні інструменти із механічним кріпленням пластин для заміни фасонного напайного інструмента.

У чому їх перевага? Якщо пластина однакового профілю з напайним інструментом, то гарантовано забезпечується підвищення стійкості інструменту



завдяки якості виготовлення пластини. Також гарантується сталість стійкості пластини, а при зношенні пластини відсутня необхідність заміни всього інструмента – необхідно замінити лише пластину, що багаторазово скорочує час, який витрачається на переналагодження та переточування інструмента.

Фасонний інструмент отримав застосування не тільки на агрегатних верстатах. Для скорочення часу обробки фасонні різці використовують також на сучасних металообробних верстатах і обробних центрах.

Підтвердженням тому служить наступний приклад. Обробка фасонної канавки на підприємстві традиційно проводилася напайним інструментом, для переточування якого був придбаний спеціальний верстат. Стійкість напайного ріжучого інструмента невелика, а час для переналагодження інструмента становив понад 7 – 10 хвилин. Для серійного виробництва це дуже великі цифри.

У результаті спільної роботи із технологами підприємства і фахівцями компанії ТагуТек Україна був розроблений спеціальний різець (рис. 5.72) із механічним кріпленням пластини.

Стійкість пластини збільшилася у декілька разів, а час переналагодження пластини зменшився до хвилини.

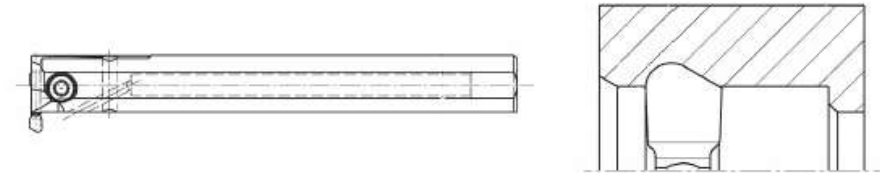


Рисунок 5.72 – Спеціальний різець із механічним кріпленням пластини

Наступний приклад. Підприємство отримало замовлення на виготовлення деталі "корпус". Складність виготовлення даної деталі полягала у виготовленні конструктивного елемента "сідло", обробка якого вимагає застосування спеціального "сідельного" інструмента. Конструктивний елемент "сідло" розташовують у отворі на достатньо великій глибині на торці деталі. Складність обробки обумовлена також високою твердістю оброблюваного матеріалу ( $HRC\ 40 - 45$ ). Тому був спроектований "сідельний" різець (рис. 5.73). Після виготовлення інструмента у південнокорейської компанії ТагуТек він був успішно впроваджений на підприємстві України.

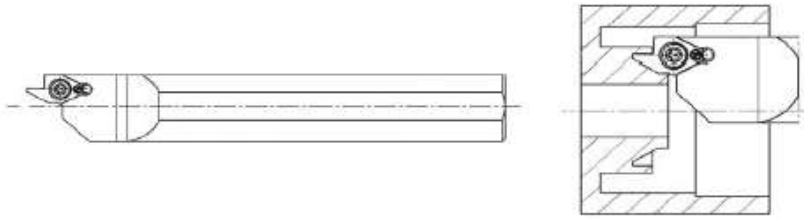


Рисунок 5.73 – "Сідельний" різець

### 5.10.6. Економічна доцільність застосування нового прогресивного інструмента у виробництві

Деяка стабілізація економіки в Україні обов'язково позначається на кількості нових сучасних виробництв, орієнтованих на застосування верстатів з ЧПУ. Шляхи вирішення питання створення або поновлення провадження різні. Це може бути закупівля новітніх обробних центрів або модернізація старого обладнання сучасними системами ЧПУ і електроавтоматики. Але головною метою є досягнення високих показників продуктивності та якості обробки. Одним з етапів у вирішенні цього завдання є вибір оснащення та інструмента [13; 14; 61].

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

Методів зниження витрат на механічну обробку може бути всього три:

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

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

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

Таблиця 5.12 – Вплив вартості ріжучого інструмента та збільшення швидкості різання на собівартість продукції

	Зараз	30 % знижка	60 % збіль- шення термі- ну служби	20 % збіль- шення швид- кості різання
<b>Змінні витрати</b>				
Ріжучі інструменти	0,30\$	0,21\$	0,20\$	0,45\$
Заготовка	2,20\$	2,20\$	2,20\$	2,20\$
<b>Фіксовані витрати</b>				
Машини	2,60\$	2,60\$	2,60\$	2,60\$
Праця	2,80\$	2,80\$	2,80\$	2,24\$
Будівництво та управління	2,10\$	2,10\$	2,10\$	1,68\$
Витрати на деталь	10,00\$	9,91\$	9,90\$	8,65\$
Економія		1 %	1 %	15 % і більше

Третій випадок – це придбання у виробника інструментів коштовного та високоефективного інструменту, який збільшує швидкість різання.

Що це означає? Наприклад, в результаті застосування нового коштовного інструменту вдалося збільшити продуктивність на 20 %. У результаті в розрахунку на одну деталь будуть зменшені витрати на оплату праці, накладні та адміністративні витрати, знижено зношування устаткування. Встановлено, що такий підхід дозволяє зменшити собівартості продукції на 15 %. І навіть якщо цей інструмент буде у 1,5 рази коштовніше раніше застосовуваного інструмента, все одно вийде економія до 13,5 %. Завдяки цій економії можна виготовити і реалізувати додаткову продукцію і, відповідно, отримати додатковий прибуток.

У табл. 5.12 наведено конкретні дані щодо впливу вартості ріжучого інструмента як витратного матеріалу, збільшення терміну служби інструмента та збільшення швидкості різання (продуктивності обробки) на собівартість продукції. Як видно, в останньому випадку досягається найбільший ефект – собівартість продукції зменшується на 15 % і більше.

## Висновки

1. Аналітично описано собівартість обробки деталей та обґрунтовано умови її зменшення на основі оптимізації параметрів режимів різання, а також економічних параметрів обробки. Теоретично встановлено екстремальний характер залежності собівартості обробки від швидкості різання та продуктивності обробки, що дозволило визначити економічно обґрунтовані (оптимальні) режими різання та оптимальну стійкість ріжучого інструмента за критерієм найменшої собівартості обробки. Показано можливість суттєвого зменшення собівартості обробки завдяки зменшенню, у першу чергу, ціни на інструмент.

2. Теоретично встановлено доцільність зменшення собівартості обробки у результаті оптимізації траєкторії руху інструмента під час обробки складних деталей на металорізальних верстатах із ЧПУ. Це знижує витрати, пов'язані із виготовленням технологічного оснащення, проте створює додаткові витрати із підготовки управляючих програм. Тому верстати із ЧПУ ефективно застосовувати під час виготовлення невеликих партій складних деталей. Теоретично доведено ефективність застосування верстатів–автоматів, багатоопераційних і багатоінструментних верстатів, які забезпечують зменшення допоміжного часу обробки.

3. Наведено конкретні приклади зменшення собівартості обробки із одночасним збільшенням продуктивності обробки завдяки зменшенню основних складових витрат, пов'язаних із заробітною платою робітника, вартістю інструментів і споживаної енергії під час обробки на верстаті. Це досягається шляхом застосування прогресивних конструкцій ріжучих інструментів, раціональних режимів різання та зменшенням допоміжного часу обробки щодо основного часу завдяки автоматизації операції обробки та застосуванню верстата–автомата, а також завдяки застосуванню нових кінематичних схем обробки партії деталей із більш високою продуктивністю. Показано, що, таким чином, можна визначити оптимальні параметри режимів різання, характеристики інструментів, устаткування та ін., тобто науково обґрунтовано підійти до проектування оптимальної маршрутно-операційної технології механічної обробки.

4. Отримано аналітичну залежність для визначення собівартості обробки із урахуванням чотирьох основних змінних статей витрат (пов'язаних із заробітною платою робітника, витратами на інструмент та його заміну, а також на електроенергію). Це дозволило уточнити встановлені умови зменшен-

ня екстремального (мінімального) значення собівартості обробки від швидкості різання та аналітично визначити екстремальні значення продуктивності обробки, стійкості інструмента, кількості інструментів, необхідних для обробки заданої партії деталей та ін. Встановлено, що екстремальні значення собівартості та продуктивності обробки пов'язані між собою обернено пропорційною залежністю. Тому забезпечити одночасне збільшення продуктивності та зменшення собівартості обробки можна шляхом підвищення фізико-механічних властивостей інструментального матеріалу, зменшення вартості інструмента і переходу в область високошвидкісного різання.

5. Показано, що в економічно розвинених країнах, де значно більше тарифна ставка робітника, ефективно металообробку здійснювати завдяки застосуванню високошвидкісного різання. В умовах вітчизняного виробництва із метою зменшення собівартості обробки необхідно зменшувати швидкість різання, забезпечуючи задану продуктивність обробки шляхом збільшення подачі та глибини різання. Цим показано, що в умовах машинобудівного виробництва України для підвищення стійкості інструмента необхідно більшою мірою використовувати його ресурс, забезпечуючи підвищене зношування і ступінь затуплення ріжучого інструмента.

6. Теоретично встановлено, що купувати інструменти закордонного виробництва необхідно за ціною, близькою до ціни фірми–виробника. Придбання ж нових прогресивних інструментів у фірм–посередників за завищеними цінами нівелює економічний ефект від їх застосування. Цим пояснюється низька ефективність застосування на машинобудівних підприємствах України закордонних перспективних інструментів, які через високу вартість приходиться експлуатувати на верстатах із меншою швидкістю різання і, відповідно, із меншою продуктивністю обробки, ніж це передбачено рекомендаціями фірми-виробника інструмента. У результаті не використовуються високі технологічні можливості зазначених інструментів.

7. Експериментально встановлено, що застосування збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями, які характеризуються підвищеною стійкістю та продуктивністю обробки, дозволяє зменшити собівартість обробки, у першу чергу, завдяки зменшенню статті витрат, пов'язаної із заробітною платою робітника, яка перевищує статтю витрат на інструменти. Це повністю підтверджує отримані теоретичні рішення. Тому ефективно використовувати високопродуктивні, хоча й коштовні збірні конструкції твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва.

8. Порівняння розрахункових і експериментальних значень стійкості інструмента, які відповідають мінімуму собівартості обробки, показали на їх високу збіжність (розбіжність не перевищує 15%). Це дозволяє розрахунковим шляхом, не вдаючись до виконання трудомістких експериментальних досліджень, встановити оптимальну (економічну) стійкість інструмента, а по ній визначити оптимальний режим різання та інші умови обробки. Отримана залежність для визначення стійкості інструменту справедлива для різних методів механічної обробки.

9. Виконано оцінку економічної ефективності отриманих теоретичних рішень на прикладі застосування прогресивних збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями під час фрезерування важкооброблюваного матеріалу (сталь Х2ГСНВМ-ВД). Експериментально встановлено, що застосування збірної кінцевої твердосплавної фрези зі зносостійким покриттям замість монолітної кінцевої фрези дозволяє у 6,7 разів зменшити собівартість, у 8,6 разів підвищити продуктивність обробки, незважаючи на її вищу вартість (1400 грн., тоді як вартість монолітної фрези складає всього 138 грн.). Це пов'язано з тим, що частка витрат на інструмент у собівартості обробки невелика (5 – 7%), а ефект зменшення собівартості обробки від застосування збірної фрези досягається завдяки багаторазового збільшення продуктивності обробки і, відповідно, зменшення статті витрат, пов'язаної із заробітною платою робітника.

10. На основі отриманих теоретичних і експериментальних результатів зроблено висновок про те, що підвищити ефективність механічної обробки (зменшити собівартість обробки) можна, головним чином, завдяки збільшенню продуктивності обробки, застосовуючи для цього прогресивні конструкції збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями в умовах високошвидкісного різання.

11. Розроблено методика розрахунку оптимальних режимів різання та стійкості твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями за критерієм найменшої собівартості обробки. На її основі визначено оптимальні параметри операцій механічної обробки (точіння, розточування, фрезерування, свердління) деталей гідравлічних систем, що дозволило значно підвищити продуктивність і зменшити собівартість обробки.

12. Експериментально встановлено, що застосування прогресивних збірних твердосплавних різців зі зносостійкими покриттями на операціях точіння деталей гідравлічних систем (плунжера, п'яти, втулки сферичної) замість традиційно використовуваних різців із швидкорізальної сталі дозволяє у

5 і більше разів підвищити продуктивність і приблизно у таку ж кількість разів зменшити собівартість обробки.

13. Експериментально доведено можливість зменшення трудомісткості та собівартості обробки деталей гідравлічних систем шляхом універсалізації обладнання із ЧПУ на основі використання нестандартних ріжучих інструментів і спеціального оснащення.

14. Розроблено загальну методику вибору раціональних методів механічної обробки, включаючи вибір ріжучого інструменту, верстата та оптимальних режимів різання, що дозволило вирішити ряд важливих практичних завдань ефективної обробки. Так, на цій основі розроблено та впроваджено у виробництво ефективний технологічний процес обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм із застосуванням збірних твердосплавних фрез зі зносостійкими покриттями замість традиційних монолітних фрез. Це дозволило у 11,5 разів зменшити трудомісткість обробки. Застосування збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями на операціях точіння, розточування, фрезерування і свердління деталей "упір передній" і "циліндр", виготовлених із важкооброблюваних матеріалів, дозволило значно зменшити собівартість і підвищити продуктивність та якість обробки. Важливі результати отримано під час розробки та впровадження у виробництво ефективної технології обробки турбінних лопаток – досягнуто збільшення продуктивності обробки на 50 %, а також під час розробки та впровадження спеціальних складнопрофільних твердосплавних інструментів виробництва компанії TaeguTec (Південна Корея) на різних операціях металообробки на підприємствах України.

15. Наведено результати експериментальних досліджень працездатності нових прогресивних збірних конструкцій твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями із використанням сучасних високооберткових верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" під час обробки важкооброблюваних матеріалів. Показано, що за правильно обраних умов обробки, особливо, оптимальних параметрів режимів різання (встановлених на основі розробленої у роботі методики вибору оптимальних параметрів режимів різання), їх застосування дозволяє багаторазово підвищити продуктивність і зменшити собівартість обробки. Тому рекомендовані технологічні процеси механічної обробки можуть бути ефективно використано на машинобудівних підприємствах України.

## Загальні висновки

У роботі розроблено науково обґрунтовані практичні рекомендації з підвищення продуктивності та якості механічної обробки для проектування та впровадження у виробництво високоефективних технологічних процесів виготовлення деталей машин на сучасних металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" із застосуванням прогресивних твердосплавних та керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями. Вони полягають, головним чином, у визначенні оптимальних параметрів режимів різання та інших умов обробки під час високошвидкісного різання, розглядаючи в якості критеріїв оптимізації максимально можливу продуктивність або мінімальну собівартість обробки, а в якості обмежуючих чинників – параметри точності обробки, сили і температуру різання та ін.

Встановлено, що найбільший ефект обробки можна досягти за умови математичного моделювання процесів різання та теоретичного визначення оптимальних параметрів режимів різання. Це дозволяє охопити широкі діапазони зміни змінних параметрів, оскільки результати експериментальних досліджень справедливі для конкретних умов обробки, що охоплюють вузькі діапазони зміни змінних параметрів. Отже, застосування теоретичних підходів дозволяє встановити більш загальні рішення, справедливі для різних методів обробки. Це відкриває нові можливості з єдиних теоретичних позицій аналізувати та оптимізувати процеси різання із урахуванням всіх необхідних обмежуючих чинників обробки.

Виходячи із цього, у роботі теоретично визначено основні напрями зменшення теплової та силової напруженостей процесу різання лезовими і абразивними інструментами. Обґрунтовано умови зменшення температури різання і глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі шляхом переходу в область високошвидкісного різання лезовими інструментами із застосуванням зносостійких інструментальних матеріалів – твердосплавних і керамічних пластин із нанесеними на їх робочі поверхні зносостійкими покриттями. За заданою температурою різання визначено оптимальні умови обробки, включаючи оптимальні параметри режиму різання та характеристики ріжучого інструмента. Встановлено, що підвищити якість і продуктивність обробки можна, головним чином, завдяки зменшенню енергоємності обробки (підвищенню ріжучої здатності інструмента, зниженню інтенсивності тертя у зоні різання та ін.). Сила різання у цьому випадку також зменшується, оскільки зменшується енергоємність обробки.



Теоретично встановлено, що основною умовою підвищення точності обробки, які викликані пружними переміщеннями у технологічній системі, є також зменшення енергоємності обробки та, відповідно, збільшення відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання. Показано, що чим менше інтенсивність тертя у зоні різання, тим менше енергоємність обробки і більше відношення тангенціальної та радіальної складових сили різання, а це призводить до підвищення точності та в цілому якості обробки. Отже, забезпечення високої ріжучої здатності лезового інструмента у процесі різання є основною умовою підвищення ефективності обробки, що досягається застосуванням збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями під час високошвидкісного різання.

У роботі розроблено методику розрахунку оптимальних режимів різання та стійкості твердосплавних інструментів за критерієм найменшої собівартості обробки, яка стала основою створення високопродуктивних технологічних процесів лезової обробки, що забезпечують зменшення собівартості обробки до економічно прийняттого рівня, достатнього для ефективного застосування сучасних високооберткових верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" і коштовних збірних конструкцій твердосплавних інструментів закордонного виробництва на машинобудівних підприємствах України. Використовуючи запропоновану методику розрахунку, проведено оцінювання економічної ефективності та надано практичні рекомендації щодо застосування збірних твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями на операції фрезерування деталей із важкооброблюваного матеріалу (сталь Х2ГСНВМ-ВД) збірною фрезою  $\varnothing 42$  мм (оснащеною пластинами із твердого сплаву ТТ9030 зі зносостійким покриттям) замість вітчизняної монолітної фрези  $\varnothing 40$  мм, виготовленої із швидкорізальної сталі Р18 У результаті встановлено, що застосування збірного твердосплавного інструменту зі зносостійкими покриттями дозволило до 10 разів підвищити продуктивність обробки і приблизно у стільки ж разів зменшити собівартість обробки.

Виходячи із цього, наведено практичні рекомендації з вибору прогресивних інструментальних матеріалів і оптимальних режимів різання під час високошвидкісної обробки на верстатах із ЧПУ, які підтвердили правильність отриманих теоретичних рішень і зроблених висновків щодо основних напрямів підвищення продуктивності, точності та якості обробки деталей, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Це зумовлює ефективне застосування на підприємствах України сучасних збірних ріжучих твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями.

## Використана література

1. Адаптивное управление технологическими процессами / Ю. М. Соколов, В. Г. Митрофанов, С. П. Протопопов и др. – М.: Машиностроение, 1980. – 536 с.
2. Алмазная обработка : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
3. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с
4. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – Киев: Наук. думка, 1978. – 207 с.
5. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
6. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 / Н. К. Беззубенко. – Харьков, 1995. – 56 с.
7. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
8. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.
9. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища школа, изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
10. Грановский Г. И. Резание металлов: учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
11. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М.: Машгиз, 1954. – 275 с.
12. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1986. – 184 с.
13. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 6/7(54). – С. 50–53.
14. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных парамет-

ров операций по критерию себестоимости: автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / В. А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с.

15. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидроаппаратуры / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 17-й Междунар. науч.-техн. конф. – Харьков: ХНПК "ФЭД". – 2011. – С. 68-73.

16. Жовтобрюх В. А. Проектирование и автоматизированное программирование современных технологий для станков с ЧПУ : монография / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков. – Днепр: ЛІРА, 2019. – 480 с.

17. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение прогрессивной технологии механической обработки турбинных лопаток / В. А. Жовтобрюх // Фізичні та комп'ютерні технології: матеріали ХХІІ Міжнар. наук.-практ. конф., 7–9 грудня 2016, Харків.– Д.: ЛІРА, 2016. – С. 28–31.

18. Жовтобрюх В. А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В. – Д.: ЛІРА, 2015. – С. 92–105.

19. Жовтобрюх В. А. Серия PUMA SMX – многофункциональные токарно-фрезерные обрабатывающие центры DOOSAN нового поколения / В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : материалы междунар. научн.-техн. конференции, 21–23 сентября 2016, г. Одесса. – Одесса: ОНПУ, 2016. – С. 53–57.

20. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 68-73.

21. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – Харьков: УГАЖТ, 2011. – № 5/5(53). – С. 51–54.

22. Жовтобрюх В. О. Розробка ефективних технологій високошвидкісної механічної обробки деталей гідравлічних систем / В. О. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков // Труды 19-й Международной научно-практической конференции "Физические и компьютерные технологии". – Харьков: ГП ХМЗ "ФЭД", 2014. – С. 66–75.

23. Завалеев В. А. Использование способа КИНТ для упрочнения инструмента / В. А. Завалеев, А. А. Романов // Вісник Харківського державного університету сільського господарства. – Харків: ХДУСГ, 2002. – Вып. 10. – С. 180–186.

24. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.

25. Иванов И. Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах в условиях массового производства: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / И. Е. Иванов. – Мариуполь, 2008. – 21 с.

26. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.

27. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.

28. Кленов О. С. Расчет параметров силовой напряженности процесса резания с учетом действия на передней поверхности инструмента равномерно распределенной нагрузки / О. С. Кленов // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы V Междунар. научн.-техн. конф. – Курск: Курск. гос. техн. ун-т, 2007. – С. 156–161.

29. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров: автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / А. Н. Ковальчук. – Одесса, 2008. – 21 с.

30. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.

31. Кудинов В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.

32. Лавріненко В. І. Надтверді матеріали в механообробці / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков; за ред. М. В. Новікова. – Київ: ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с.

33. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – Киев: Техника, 2001. – 300 с.

34. Лоладзе Т. Н. Износ алмазов и алмазных кругов / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава. – М. : Машиностроение, 1967. – 110 с.
35. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
36. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.
37. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамо-содержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке: дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.03.01 / В. В. Малыхин. – Харьков, 1985. – 262 с.
38. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 / В. И. Марчук. – Одесса, 2004. – 36 с.
39. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
40. Маталин А. А. Технология машиностроения: учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
41. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с.
42. Математическая модель определения экономически выгодных режимов резания / Ф. В. Новиков, Е. С. Яценко, А. Н. Ковальчук, И. Е. Иванов // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технічний прогрес і ефективність виробництва. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2006. – № 41. – С. 33-36.
43. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – Київ: Техніка, 1996. – 320 с.
44. Механічна обробка великогабаритних деталей зі зносостійкими наплавочними матеріалами: монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Анділахай, І. Є. Іванов, Д. Ф. Новіков. Під ред. Ф. В. Новікова. – Харків: Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 315 с.
45. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дащенко, А. В. Усов, Д. В. Дмитришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
46. Модель единого представления кинематики резания / Новиков Ф. В., Якимов А. В., Новиков Г. В., Якимов А. А. // Физические и компьютерные

технологии в народном хозяйстве: Труды 7-й Межд. научн.-техн. конф., 27–28 мая 2003, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2003. – С. 27–28.

47. Новиков Г. В. Аналитические зависимости механики резания материалов / Г. В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: труды 9-й Междунар. научн.-техн. конф., 3–4 июня 2004, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2004. – С. 3–7.

48. Новиков Г. В. Исследование энергоемкости процессов лезвийной и абразивной обработки материалов / Г. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2008. – Вып. 75. – С. 282–288.

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

50. Новиков Г. В. Оценка энергий, затрачиваемых на резание и трение в общем энергетическом балансе процессов алмазного и алмазно-искрового шлифования / Г. В. Новиков, В. В. Малыхин // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы III Междунар. научн.-техн. конф. В 2 частях. – Курск: КГТУ, 2005. – Ч. 2. – С. 138–143.

51. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями : дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / Г. В. Новиков. – Харьков: ХПИ, 1989. – 210 с.

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

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

54. Новиков Ф. В. Определение путей повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай, И. В. Гершиков // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 8. – С. 143–153.

55. Новиков Ф. В. Определение температуры резания и условий повышения стойкости режущего инструмента / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы IX междунар. науч.-техн. конф. – Курск: Юго-Зап. гос. ун-т, 2012. – С. 278–281.

56. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в технологии машиностроения : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. Г. Шкурупий. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 424 с.

57. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования плоских и внутренних цилиндрических поверхностей деталей / Ф. В. Новиков, Р. А. Бережной // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 28–39.

58. Новиков Ф. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2017. – 452 с.

59. Новиков Ф. В. Особенности формирования погрешностей обработки при растачивании и рассверливании отверстий / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов // Вісник СевНТУ: збірник наук. праць. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь: СевНТУ, 2013. – Вип. 139/2013. – С. 161–165.

60. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: труды 13 междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

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

62. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный транспорт: сб. науч. тр. – Харьков: ХНАДУ. – 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.

63. Новиков Ф. В. Расчет параметров режимов резания по критериям наименьшей себестоимости и наибольшей производительности обработки / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в

ресурсо- и энергосбережении: материалы научн.-техн. конф., 19–22 сентября 2011 г., г. Одесса. – Киев: АТМ України, 2011. – 148–151.

64. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 / Ф. В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с.

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

66. Новіков Ф. В. Математичне моделювання і оптимізація процесів металообробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ імені С. Кузнеця, 2014. – 384 с.

67. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.

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

69. Новіков Ф. В. Теплові та механічні процеси металообробних технологій [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛПРА, 2022. – 412 с.

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

71. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с.

72. Новоселов Ю. К. Моделирование операций при оценке отклонений формы деталей при шлифовании / Ю. К. Новоселов, Д. А. Каинов // Сучасні технології в машинобудуванні : збірник наукових статей. – Т. 2. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – С. 391–400.

73. Обработка высокопрочных материалов / Е. С. Пуховский, А. П. Гавриш, Е. Ю. Грищенко; Под общ. ред. Гавриш А. П. – Київ: Техніка, 1983. – 134 с.

74. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др. ; под общей редакцией С. А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.

75. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я. Г. Пановко. – 4-е изд., перераб. и доп. – Л.: Политехника, 1990. – 272 с.

76. Повышение эффективности механической обработки отверстий в деталях гидравлической аппаратуры / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский, И. А. Ря-



бенков, В. С. Дерябин // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы науч.-техн. конф., Одесса. – Киев: АТМ Украины, 2011. – С. 156–159.

77. Повышение эффективности обработки резанием наплавленных материалов инструментами из ПСТМ / Л. Н. Тищенко, В. В. Коломиец, К. М. Любичева и др. // Физические и компьютерные технологии : Труды 20 междунар. научн.-практ. конф. (Харьков, 23–24 декабря 2014 г.). – Д. : ЛИРА, 2015. – С. 18–21.

78. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов: учеб. пособие для вузов / В. Н. Подураев. – М.: Высшая школа, 1974. – 587 с.

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

80. Резание металлов / С. Н. Филоненко. – Киев: Вища школа, 1969. – 259 с.

81. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

82. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / За редакцією А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.

83. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / І. О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с.

84. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – Киев: ИСМ АН Украины, 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.

85. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.

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

87. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – Киев: Наук. думка, 1976. – 351 с.

88. Синтетические сверхтвердые материалы: В 3-х т. Т.3. Применение синтетических сверхтвердых материалов. / Редкол.: Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – Киев: Наук. думка, 1986. – 280 с.

89. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
90. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович, Б. И. Синицын; Под общ. ред. С. Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
91. Справочник машиностроителя. В 6-ти томах. / Под ред. Э. А. Сателъ. – 3-е издание, исправ. и доп. – М.: Машиностроение, 1964. – Т.5. – 920 с.
92. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.
93. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
94. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник и др. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
95. Теплофизика механической обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов. – К. – Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
96. Техніко-економічне обґрунтування сучасних технологій виробництва : навч. посібник / Ф. В. Новіков, Д. Ф. Новіков, О. А. Єрмоленко, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛПРА, 2022. – 256 с.
97. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов, Г. О. Оборський, В. П. Ларшин, О. В. Самойленко. – Одеса: Астропринт, 2001. – 608 с.
98. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – М.: Редакция физико-математической литературы. Изд. "Наука". – 1975. – 576 с.
99. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків: НТУ "ХП", 2003. – 359 с.
100. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирищев, В. П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 182 с.
101. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.
102. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и

А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – 625 с.

103. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.

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

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

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

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

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

109. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Київ: Вища школа, 1986. – 175 с.

110. Matarneh M. E., Al Quran F. M, Fedor Novikov and Vladimir Andilakhay. Theoretical corroboration for the temperature reduction conditions in the cutting zone during treatment / European Journal of Mechanical Engineering Research, 2018. Vol. 5, No. 3, pp. 1-8.

111. Novikov, F., Hutorov, A., Yermolenko, O., Dytynenko, S., Halahan, Y. (2022). Evaluation of a Decrease in Temperature Conditions upon Intermittent Grinding. In: Tonkonogyi, V., Ivanov, V., Trojanowska, J., Oborskyi, G., Pavlenko, I. (eds) Advanced Manufacturing Processes IV. InterPartner 2022. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. 190-199 pp. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_18](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_18)

## Зміст

Вступ .....	3
Розділ 1. Аналіз сучасних технологій металообробного виробництва ...	5
1.1. Сучасні технологічні підходи до забезпечення умов підвищення ефективності процесу точіння .....	5
1.2. Сучасне технологічне забезпечення високошвидкісного точіння інструментами із кераміки і CBN .....	11
1.3. Нові рішення для високошвидкісної обробки сталей .....	17
1.4. Ефективність застосування пластини серії BLACK RUSH для обробки чавуну .....	23
1.5. Підвищення ефективності механічної обробки отворів .....	26
1.6. Забезпечення високоточної обробки отворів .....	30
1.7. Ефективне застосування різальних інструментів в умовах високошвидкісної обробки .....	33
1.8. Досвід ефективного застосування ріжучих керамічних пластин .....	37
Висновки .....	40
Розділ 2. Теоретичний аналіз умов зниження теплової напруженості механічної обробки .....	43
2.1. Обґрунтування умов ефективного застосування високошвидкісного різання матеріалів .....	43
2.2. Визначення шляхів підвищення якості обробки за температурним критерієм під час лезової обробки та шліфування .....	46
2.3. Визначення температури різання під час обробки лезовими інструментами .....	56
2.3.1. Розрахунок температури різання, що виникає на передній поверхні ріжучого інструменту, у результаті його тертя зі стружкою .....	56
2.3.2. Розрахунок температури різання для позитивного переднього кута інструмента .....	69
2.3.3. Визначення температури різання, що виникає на задній поверхні ріжучого інструменту, у результаті тертя із оброблюваним матеріалом .....	71

2.3.4. Визначення температури різання, що виникає в умовній площині зсуву оброблюваного матеріалу.....	78
2.4. Визначення сумарної температури різання та умов її зменшення .....	85
2.5. Порівняння отриманих рішень із відомими теоретичними рішеннями .....	89
2.6. Умови зменшення теплової напруженості процесів різання ...	94
Висновки .....	100
Розділ 3. Теоретичний аналіз умов зниження силової напруженості механічної обробки .....	103
3.1. Модель єдиного подання кінематики різання .....	103
3.2. Кінематика формування шару матеріалу, що зрізується під час механічної обробки .....	107
3.3. Фізичні умови зниження силової напруженості механічної обробки .....	120
3.4. Встановлення аналітичних залежностей механіки різання матеріалів .....	130
3.5. Розрахунок полів напружень, виникаючих у зоні різання, та аналіз умов стружкоутворення під час різання .....	139
3.6. Методи підвищення ефективності процесів лезової та абразивної обробки .....	143
3.7. Розроблення ефективних технологій алмазного шліфування .....	155
Висновки .....	163
Розділ 4. Технологічне забезпечення умов підвищення точності механічної обробки .....	165
4.1. Умови зменшення інтенсивності автоколивань, що виникають у процесі різання .....	165
4.2. Умови формування параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі .....	172
4.3. Визначення умов підвищення точності та продуктивності механічної обробки .....	185
4.4. Обґрунтування шляхів підвищення точності та продуктивності фінішної механічної обробки .....	191
4.5. Зв'язок продуктивності механічної обробки із величиною	

пружного переміщення, виникаючого у технологічній системі .....	196
4.6. Дослідження перехідних процесів, які виникають у технологічній системі під час внутрішнього шліфування .....	210
4.6.1. Спрощений підхід до розрахунку та аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення під час шліфування .....	210
4.6.2. Уточнений підхід до розрахунку та аналізу закономірностей зміни величини пружного переміщення під час шліфування .....	213
4.6.3. Вибір ефективної схеми круглого внутрішнього шліфування .....	221
4.7. Дослідження механічних коливань під час шліфування та визначення умов їхнього зменшення .....	225
4.8. Закономірності управління пружними переміщеннями у технологічній системі під час шліфування .....	229
4.9. Підвищення ефективності обробки великогабаритних деталей металургійного призначення зі зносостійкими наплавочними матеріалами .....	234
Висновки .....	239
Розділ 5. Оптимізація параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки .....	241
5.1. Математична модель визначення собівартості лезової обробки деталей машин .....	241
5.2. Аналітичне визначення оптимальних параметрів режимів різання за критерієм найменшої собівартості обробки .....	246
5.3. Теоретичний аналіз собівартості лезової обробки .....	249
5.4. Аналіз рівня технологічної підготовки механічної обробки за критерієм найменшої собівартості обробки .....	252
5.5. Уточнений розрахунок оптимальних параметрів режиму різання та стійкості твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями за критерієм найменшої собівартості обробки .....	256
5.6. Оцінювання економічної ефективності застосування на підприємствах України коштовних ріжучих інструментів закордонного виробництва .....	261

5.7. Проведення експериментального оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень .....	264
5.8. Порівняння діючого і розробленого підходів до оптимізації параметрів режимів різання .....	267
5.9. Розроблення практичних рекомендацій на основі отриманих теоретичних рішень .....	270
5.9.1. Оцінювання економічної ефективності застосування збірних твердосплавних ріжучих інструментів зі зносостійкими покриттями .....	270
5.9.2. Вибір раціональних параметрів операцій механічної обробки деталей машин .....	277
5.9.3. Практичне використання результатів досліджень для підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем .....	280
5.10. Розроблення практичних рекомендацій на основі отриманих теоретичних рішень для підвищення продуктивності та якості механічної обробки деталей машин .....	288
5.10.1. Підвищення ефективності механічної обробки складнопрофільних робочих поверхонь сектора прес-форми для шини діаметром 2200 мм .....	288
5.10.2. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "упор передній" .....	291
5.10.3. Підвищення ефективності механічної обробки деталі "циліндр" .....	298
5.10.4. Розроблення та впровадження прогресивної технології механічної обробки турбінних лопаток .....	313
5.10.5. Застосування спеціального інструменту компанії TaeguTec на підприємствах України .....	317
5.10.6. Економічна доцільність застосування нового прогресивного інструмента у виробництві .....	321
Висновки .....	323
Загальні висновки .....	327
Використана література .....	329

**НАУКОВЕ ВИДАННЯ**

**Новіков Федір Васильович  
Жовтобрюх Валерій Олексійович  
Новіков Дмитро Федорович**

**ІННОВАЦІЙНІ РІШЕННЯ ТА ТЕХНОЛОГІЇ  
МЕТАЛООБРОБНОГО ВИРОБНИЦТВА**

**Монографія**

*Самостійне електронне текстове мережеве видання*

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до видання 01.02.2023 р.  
Обсяг 342 с. Заказ № 10.

Видавництво і друкарня ПП "Ліра ЛТД"  
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5  
Свідоцтво про внесення до Держреєстру  
ДК № 6042 від 26.02.2018.



Ф. В. НОВІКОВ, В. О. ЖОВТОБРЮХ, Д. Ф. НОВІКОВ

# ІННОВАЦІЙНІ РІШЕННЯ ТА ТЕХНОЛОГІЇ МЕТАЛООБРОБНОГО ВИРОБНИЦТВА

ДНІПРО / ЛІРА / 2023

