

The background of the cover is a composite image of industrial processes. The upper portion shows a bright stream of molten metal being poured from a ladle into a mold, with sparks flying. The lower portion shows a close-up of a lathe machine with a metal workpiece being turned, and a vernier caliper being used to measure its diameter. The overall scene is dimly lit, with the primary light sources being the glowing metal and the sparks.

Ф. В. НОВІКОВ

**ТЕПЛОВІ ТА
МЕХАНІЧНІ ПРОЦЕСИ
МЕТАЛООБРОБНИХ
ТЕХНОЛОГІЙ**

Новіков Ф. В.

**ТЕПЛОВІ ТА МЕХАНІЧНІ ПРОЦЕСИ
МЕТАЛООБРОБНИХ ТЕХНОЛОГІЙ**

Монографія

Дніпро / ЛІРА / 2022

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенти:

О. О. Ключко

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

В. В. Нежебовський

канд. техн. наук, заступник головного інженера ПАТ "Світло шахтаря" (м. Харків)

Самостійне електронне текстове мережеве видання

Новіков Ф. В.

H73 Теплові та механічні процеси металообробних технологій [Електронний ресурс] : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2022. – 412 с.
ISBN 978-966-981-678-8

Узагальнено теоретичні рішення визначення параметрів теплових та механічних процесів металообробних технологій. Запропоновано нові теоретичні підходи до визначення температури та сили різання, енергоємності обробки та пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, під час шліфування та лезової обробки. Аналітично обґрунтовано та експериментально підтверджено основні напрями підвищення якості, точності та продуктивності механічної обробки. Показано переваги від застосування на промислових підприємствах України сучасних металорізальних верстатів із числовим програмним управлінням, високоефективних різальних лезових твердосплавних інструментів зі зносостійкими покриттями та технологій високошвидкісного різання. Надано практичні рекомендації.

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., 2022

© ЛІРА, 2022

ISBN 978-966-981-678-8

Вступ

Дослідженню теплових і механічних процесів під час обробки матеріалів різанням у науково-технічній літературі постійно приділяється значна увага. Розроблено теорію механічної обробки матеріалів, що розглядає у взаємозв'язку параметри якості, точності та продуктивності обробки із параметрами режиму різання, характеристиками різальних інструментів та оброблюваних деталей. Отримано емпіричні залежності для визначення сили та температури різання та інших параметрів силової й теплової напруженостей процесу різання. Розроблено класичну теорію теплофізики механічної обробки, засновану на вирішенні складних диференціальних рівнянь теплопровідності матеріалів із частковими похідними другого порядку за трьома координатами та часом для конкретних технологічних процесів обробки деталей, виготовлених із різних металевих та неметалевих матеріалів. Це дозволяє на їх основі здійснювати оптимізацію та визначення раціональних параметрів режимів різання та характеристик інструментів за основними техніко-економічними показниками обробки.

Однак, питання зменшення силової та теплової напруженостей процесу різання найбільш повно вирішено для умов шліфування – основного методу фінішної обробки деталей машин, який характеризується унікальними можливостями з точки зору забезпечення точності та якості оброблюваних поверхонь. Це пов'язано із тим, що під час лезової обробки, як показує практика, силова і тепла напруженості процесу різання менші, ніж під час шліфування. Тому доцільно використати накопичений досвід, пов'язаний із дослідженням теплових процесів під час шліфування, для дослідження теплових процесів під час лезової обробки, тобто розглядати із єдиних позицій теплові процеси, що виникають в умовах шліфування й лезової обробки. Виходячи із цього, важливо порівняти температури різання, які виникають під час шліфування та лезової обробки, та виявляти на цій основі нові фізичні ефекти механічної обробки. Це дозволить науково обґрунтовано встановити основні напрями ефективного застосування процесів шліфування та лезової обробки за температурним критерієм.

Разом із тим, незважаючи на значний досвід дослідження теплових процесів в умовах шліфування, його практичне використання не завжди ефективне у зв'язку із підвищеною тепловою напруженістю й можливим виникненням на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів, які знижують якість обробки й експлуатаційні властивості

оброблюваних поверхонь. Особливо це відноситься до шліфування виробів із загартованих сталей, твердих сплавів та інших матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями, де постійно виникають проблеми, пов'язані із появою на оброблюваних поверхнях дефектів температурного походження. Очевидно, це знижує ефективність обробки, призводить до втрат від браку оброблюваних виробів і вимагає пошуку нових шляхів виключення цих дефектів, оскільки традиційні методи шліфування не забезпечують вирішення даного завдання без зниження продуктивності обробки, що є малоефективним шляхом.

Як відомо, для усунення дефектів обробки у процесі шліфування застосовують різні технологічні рішення, пов'язані, у першу чергу, зі зменшенням температури різання завдяки підвищенню ріжучої здатності інструменту й зниженню інтенсивності тертя у зоні різання – основного джерела появи температурних дефектів на оброблюваній поверхні. Вирішенню цього завдання у науково-технічній літературі приділяють значну увагу. У результаті розроблено ефективні технологічні процеси шліфування, що дозволяють досягти суттєвого підвищення продуктивності за умов забезпечення високих показників якості та точності обробки. Це стосується застосування переривчастих, імпрегнованих і високопористих абразивних шліфувальних кругів, кругів із синтетичних надтвердих матеріалів, ефективних технологічних середовищ та ін. Однак, отримані рішення носять, як правило, частковий характер, оскільки засновані на результатах експериментальних досліджень для цілком конкретних випадків обробки без проведення глибокого теоретичного аналізу фізичної сутності теплових процесів, які протікають під час шліфування. Між тим, за фізичною сутністю процес шліфування є складним процесом і під час дослідження вимагає розроблення математичних моделей, які враховують різні сторони його функціонування. Особливо це відноситься до визначення часток тепла, що утворюється у процесі шліфування та надходить до стружок і в оброблювану деталь, оскільки до теперішнього часу відсутнє достатньо точне аналітичне вирішення цього завдання.

Це пов'язано із тим, що у розрахунках, по-перше, не враховуються закономірності зміни температури у шарі припуску, що знімається (вони враховуються лише у поверхневому шарі оброблюваної деталі), по-друге, не розглядаються умови визначення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Вважається, що шліфувальний круг у процесі шліфування контактує із абсолютно гладкою поверхнею оброблюваної деталі (без урахування знімання матеріалу), а під час вирішення класичного рівнян-

ня теплопровідності глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі приймається нескінченною. Безсумнівно, все це недостатньо відповідає дійсності та не дозволяє достатньо точно визначити параметри теплової напруженості процесу шліфування.

Виходячи із цього, можна зробити висновок, що відомі теоретичні рішення мають суттєвий недолік, пов'язаний із невизначеністю глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, оскільки крайовою умовою передбачено нульове значення температури поверхневого шару оброблюваної деталі на деякому віддаленні від точки дії теплового джерела. Це обмежує можливості точного визначення температури різання під час шліфування, а також, відповідно, й під час лезової обробки, та вимагає отримання нового уточненого рішення, наприклад, на основі теоретичного підходу, запропонованого професором Якимовим О. В. Його сутність полягає у тому, що, представляючи припуск, що знімається, у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, розглядається формування температури у зоні шліфування із урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі зі швидкістю, яка визначається параметрами режиму шліфування. Такий теоретичний підхід дозволяє встановити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, згідно якій температура приймає нульове значення, однак вимагає встановлення часу нагріву поверхневого шару оброблюваної деталі під час шліфування, який визначає дійсну глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі та, відповідно, товщину дефектного шару матеріалу. Тому у роботі поставлено завдання подальшого розвитку цього теоретичного підходу для встановлення більш ефективних технологічних рішень та нових закономірностей формування параметрів теплового процесу під час механічної обробки, включаючи процеси шліфування та лезової обробки, визначення умов зниження температури різання й підвищення якості та продуктивності обробки.

Слід зазначити, що на ряді технологічних операцій замість шліфування застосовують фінішну лезову обробку, яка забезпечує більш високі показники якості оброблених поверхонь. Однак, і в умовах лезової обробки, також як і в умовах шліфування, зі збільшенням продуктивності обробки силова й теплова напруженості процесу різання підвищуються, що знижує якість та точність оброблених поверхонь. Температурний чинник стає визначальним у формуванні якості поверхневого шару оброблюваної деталі, стійкості ріжучого інструменту та продуктивності обробки. Тому пошук ефективних шляхів зменшення температури різання та глибини проникнення тепла у поверхне-

вий шар оброблюваної деталі, а, відповідно, зменшення товщини дефектного шару й вилучення утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, є актуальним завданням абразивної й лезової обробок та в цілому технології машинобудування.

Актуальним є також вирішення завдання підвищення продуктивності механічної обробки із урахуванням обмеження за температурою різання, яке спрямоване на інтенсифікацію машинобудівного виробництва та вимагає визначення нових технологічних рішень на основі досліджень теплових процесів в умовах шліфування та лезової обробки. Особливо це важливо під час використання сучасних металорізальних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" і прогресивних абразивних та лезових інструментів, зокрема, закордонного виробництва, які характеризуються високими показниками зносостійкості та ріжучої здатності. Це дозволяє підвищити продуктивність, точність та якість обробки. Тому виникає необхідність теоретичного аналізу закономірностей формування параметрів теплового процесу під час механічної обробки, особливо, в умовах високошвидкісного різання, на основі розроблення нових підходів і, першою чергою, пов'язаних із визначенням температури різання.

У даний час високошвидкісне різання розглядається одним із основних напрямів інтенсифікації процесу різання та забезпечення високоякісної обробки деталей машин. Однак, на практиці його технологічні можливості використовуються не повною мірою, оскільки зі збільшенням швидкості різання збільшується температура різання, а це різко знижує стійкість різального інструменту, якість, точність і продуктивність обробки. Тому значення швидкостей різання, які рекомендують та використовують у виробничих умовах, не суттєво відрізняються від традиційних швидкостей різання. Це пов'язано, першою чергою, із високими витратами на придбання високооберткових металорізальних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" і прогресивних конструкцій збірних ріжучих інструментів із твердих сплавів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва, які все ширше використовують на підприємствах України, та, відповідно, із високою собівартістю машинобудівної продукції, що знижує її конкурентоспроможність.

Незважаючи на велику кількість робіт, присвячених дослідженню високошвидкісного різання, в них практично відсутні теоретичні рішення, що встановлюють аналітичні зв'язки між температурою і швидкістю різання. Це не дозволяє в узагальненому вигляді обґрунтувати та виявити напрями суттєвого збільшення швидкості різання за умови забезпечення заданої температури

ри різання. Відсутні також теоретичні рішення, на основі яких можна довести перспективність застосування високошвидкісного різання із точки зору суттєвого зменшення технологічної собівартості обробки та визначити оптимальні умови обробки. Все це вказує на необхідність проведення подальших теоретичних і експериментальних досліджень із точки зору розкриття фізичної сутності та виявлення технологічних можливостей високошвидкісного різання, визначення напрямів його ефективного застосування на вітчизняних машинобудівних підприємствах та науково обґрунтованого визначення оптимальних умов обробки. Тому пошук нових технологічних можливостей ефективного застосування високошвидкісного різання є актуальним завданням машинобудування.

Також слід зазначити, що значний внесок у розвиток теплофізики механічної обробки зробив видатний вчений – технолог, доктор технічних наук, професор Якимов О. В. Він є одним із основоположників ефективного методу переривчастого шліфування, що забезпечує зменшення температури різання без зменшення продуктивності обробки. Наукові розробки професора Якимова О. В. дозволили успішно вирішити ряд складних технологічних завдань та вилучити втрати від браку, наприклад, під час виготовлення високоякісних деталей для авіаційно-космічної техніки, зокрема, деталей зубчастих зачеплень, які складні у виготовленні, особливо на операціях зубошліфування у зв'язку із утворенням на оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів (припикань, мікротріщин, мікросколів та ін.).

У останні роки широко застосовують 3D-моделі визначення температури різання під час механічної обробки. Це відкриває нові можливості високоякісної та високопродуктивної обробки, проведення оптимізації технологічних процесів за критерієм найменшої температури різання. Разом із тим, у науково-технічній літературі фактично відсутні спрощені теоретичні підходи до визначення температури різання, які дозволяють оперативно оцінювати технологічні можливості різних методів обробки конкретних виробів із точки зору зниження теплової напруженості процесу та підвищення продуктивності обробки без підвищення температури різання. Необхідність застосування спрощених підходів до визначення температури різання продиктовано тим, що, вирішуючи складні диференціальні рівняння теплопровідності матеріалів із частковими похідними другого порядку, як зазначено раніше, не вдається встановити дійсну глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за умови досягнення якої температура приймає нульове значення, відповідно, до законів фізики. За відомими отриманими рішеннями дифе-

ренціального рівняння теплопровідності матеріалу ця глибина набуває нескінченного значення, що не дозволяє визначити фактичну товщину поверхневого порушеного (дефектного) шару матеріалу оброблюваної деталі в умовах дії на нього теплового джерела. Це обмежує можливості правильного визначення раціональних параметрів режиму різання та інших умов обробки за температурним критерієм. Тому в роботі вирішуються питання зниження силової й теплової напруженостей процесів механічної обробки та визначення умов підвищення продуктивності, якості та точності обробки.

Важливо зазначити, що під час обробки виробів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями (це тверді сплави, зносостійкі покриття та наплавлення, керамічні матеріали, алмази тощо), широко застосовують процеси шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із введенням у зону різання або автономно до амазного круга додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. У першу чергу, це відноситься до вискоелективного процесу алмазного електроерозійного шліфування, який дозволяє, завдяки ударно-термічному руйнуванню металевій зв'язки алмазного круга та продуктів обробки, що утримуються на робочій поверхні круга, постійно підтримувати його гострий ріжучий рельєф. Це сприяє зниженню сили і температури різання та, відповідно, підвищенню якості, точності й продуктивності обробки. Однак на практиці потенційні можливості алмазного шліфування використовують не повністю: обробка здійснюється із застосуванням режимів різання, кінематичних схем та способів шліфування, а також шліфувальних верстатів, традиційних для звичайного абразивного шліфування. Це призводить до підвищеної витрати алмазу та збільшення собівартості обробки і не дозволяє домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки, необхідного для ефективного застосування алмазних кругів на операціях попереднього шліфування під час знімання значних припусків. Тому алмазні круги використовують, в основному, під час чистового шліфування та доведення. Попереднє шліфування, як правило, здійснюється кругами із звичайних абразивів із відносно низькою якістю обробки. Таке обмеження застосуванню алмазних кругів пов'язане із відсутністю значимих теоретичних рішень, що визначають умови суттєвого підвищення продуктивності обробки із урахуванням забезпечення економічно обґрунтованої витрати алмазу та високої якості обробки. Виходячи із цього, важливо провести теоретичний аналіз закономірностей функціонування процесу алмазного електроерозійного шліфування та обґрунтувати умови подальшого підвищення його ефективності.

Розділ 1

Теплові процеси під час шліфування та теоретичне визначення умов зменшення температури різання

1.1. Наукові передумови розрахунку температури різання під час шліфування

Проблема зниження теплової напруженості процесів механічної обробки має велике наукове та практичне значення, оскільки спрямована на підвищення якості та продуктивності обробки та на створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції. Незважаючи на значну кількість робіт, опублікованих у науково-технічній літературі, дана проблема повною мірою не вирішена і вимагає подальших досліджень. Особливо це стосується процесів шліфування, які забезпечують високі показники якості та точності оброблених поверхонь. Однак, як показує практика, процес шліфування характеризується високою енергоємністю обробки і, отже, високою температурою різання із-за інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. У результаті на оброблених поверхнях утворюються припкання і мікротріщини, що знижує якість обробки та експлуатаційні властивості оброблених деталей, призводить до їхнього браку. Тому в процесі шліфування необхідно не допускати перевищення температурою різання граничних значень, що викликають утворення температурних дефектів на оброблених поверхнях виробів. Це досягається встановленням оптимальних режимів шліфування та характеристик кругів, застосуванням нових кінематичних схем шліфування та вилученням інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом – основного джерела появи температурних дефектів на оброблюваній поверхні. Для цього розроблено ефективні технологічні процеси шліфування, що дозволяють знизити інтенсивність тертя під час шліфування шляхом реалізації різних фізичних ефектів та досягти суттєвого підвищення продуктивності за умов забезпечення високих показників точності та якості обробки. Наприклад, застосуванням ефективних методів правлення шліфувального круга [48, 147, 148, 153, 159] та реалізацією режиму його самозаточування, забезпечуючи високу ріжучу здатність круга.

Перспективним напрямом слід розглядати застосування кругів із переривчастою робочою поверхнею [35, 136, 137, 140, 159], які створюють подвійний ефект обробки: шляхом високої ріжучої здатності круга і періодичності

процесу різання, у результаті чого в момент переривання процесу шліфування відбувається охолодження оброблюваної поверхні та зменшення температури різання. Важливою умовою зменшення температури різання є охолодження оброблюваної деталі шляхом застосування ефективних технологічних середовищ – мастильно-охолоджуючих рідин, що знижують інтенсивність тертя у зоні різання [16, 53, 59, 128, 152, 157, 159].

У роботах [52, 137, 142, 161, 162] показано ефективність введення у зону різання твердих мастил та застосування імпрегнації (спеціальної термічної обробки) шліфувальних кругів, у роботі [133] – застосування високопористих абразивних кругів, у роботах [3, 12, 17, 71, 89, 139] – алмазного шліфування. Разом із тим, отримані рішення носять, як правило, частковий характер, оскільки засновані на результатах експериментальних досліджень для цілком конкретних випадків обробки без проведення достатньо глибокого теоретичного аналізу фізичної сутності теплових процесів, які протікають під час шліфування. Тому для більш глибокого вивчення закономірностей протікання теплових процесів під час шліфування важливо використовувати результати теоретичних досліджень теплофізики механічної обробки і процесів шліфування та, особливо, аналітичні залежності для визначення температури різання, що дозволяють здійснити вибір оптимальних параметрів режимів різання, характеристик шліфувальних кругів та інших умов обробки.

Слід зазначити, що за фізичною сутністю процес шліфування є складним процесом і під час дослідження вимагає розроблення математичних моделей, які враховують різні сторони його функціонування. Особливо це відноситься до визначення часток утвореного в процесі шліфування тепла, що надходить до стружок і в оброблювану деталь, оскільки до теперішнього часу відсутнє достатньо точне аналітичне вирішення цього завдання. Тому питанням математичного моделювання теплових процесів під час шліфування у науково-технічній літературі приділено надзвичайно велику увагу [10, 13, 18, 19, 52 – 54, 63, 66, 126, 143, 144, 146]. Розроблено інженерні методики розрахунку температури різання та інших параметрів теплового процесу під час механічної обробки [39, 83, 84, 97, 109, 111, 121, 122, 134, 165], які дозволяють науково обґрунтовано здійснювати вибір оптимальних умов обробки, включаючи режими різання та характеристики інструменту із урахуванням температурного критерію.

Для визначення температури різання під час механічної обробки традиційно використовують диференціальне рівняння теплопровідності матеріалу [162], що має вигляд:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (1.1)$$

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

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

τ – час обробки, с;

x, y, z – координати.

У численних роботах [9; 10, 18; 68; 111; 120; 122; 126; 137; 155; 160; 162] наведено аналітичні рішення цього диференціального рівняння теплопровідності щодо процесів лезової обробки і шліфування. Однак вони достатньо складні. У зв'язку із цим, професор Якимов О. В. [160, 162] запропонував спростити розрахункову схему визначення температури різання під час плоского шліфування (рис. 1.1). Для цього припуск, що знімається, подано у вигляді пакету елементарних прямолінійних нескінченно тонких адіабатичних стержнів довжиною l , на торцях яких по черзі діє тепловий потік, що утворюється у процесі шліфування. При цьому шліфувальний круг здійснює обертальний рух зі швидкістю $V_{кр}$, а оброблювана деталь переміщається у горизонтальному напрямку зі швидкістю $V_{дет}$. Тепло, що утворюється у процесі шліфування, поширюється лише вздовж адіабатичного стержня, тобто у напрямку осі координат x , оскільки стінки адіабатичних стержнів ізольовані, тому теплообмін між ними не відбувається. Виходячи із цього, рівняння теплопровідності (1.1) для несталого у часі теплового процесу спрощується та в одновимірній системі координат набуває вигляду:

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2}. \quad (1.2)$$

У роботі [162] розрахунок температури різання під час шліфування виконано за наступними початковими та крайовими умовами:

$$\theta(x, \tau) \Big|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x, \tau) \Big|_{x=0} = \theta_u; \quad \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0, \quad (1.3)$$

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

θ_u – температура зони контакту, К;

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

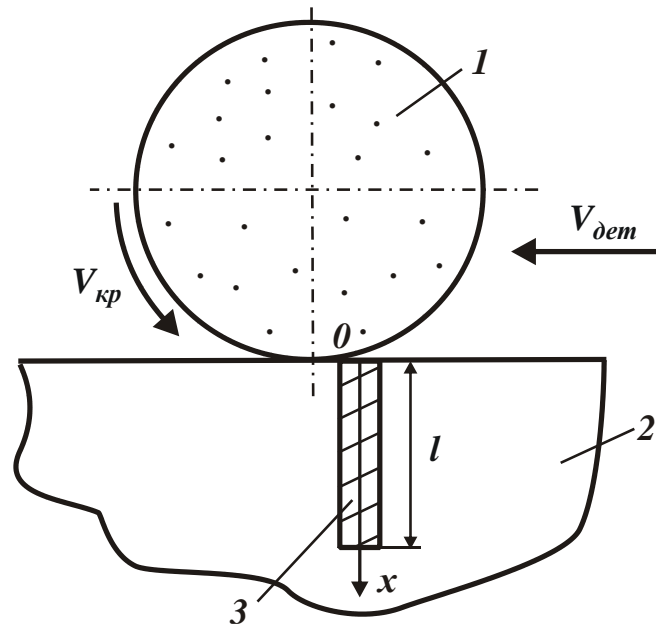


Рисунок 1.1 – Розрахункова схема температури різання в умовах плоского шліфування: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

Підпорядковуючи рішення рівняння (1.2) цим умовам, визначено характер зміни температури за глибиною проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі (уздовж елементарного адіабатичного стержня) у процесі шліфування із урахуванням часу дії теплового джерела на торець виділеного елементарного адіабатичного стержня $\tau = 2h/V_{дет}$ та щільності теплового потоку q :

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x \cdot \sqrt{V_{дет}}}{2 \cdot \sqrt{a^2 \cdot h}} \right) \right], \quad (1.4)$$

де $2h$ – ширина джерела теплоти, м.

Як видно, максимальна температура різання під час шліфування досягає максимального значення на торці виділеного елементарного адіабатичного стержня, тобто у точці контакту адіабатичного стержня із шліфувальним кругом, і визначається залежністю:

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}}}. \quad (1.5)$$

Згідно залежності (1.5), зменшити температуру різання під час шліфування можна шляхом зменшення щільності теплового потоку q і часу дії теплового джерела $\tau = 2h/V_{дет}$, тобто зменшенням ширини теплового джерела $2h$ і збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$.

Із залежності (1.4) також випливає, що у міру віддалення від точки контакту адіабатичного стержня із шліфувальним кругом та із урахуванням зміни інтеграла ймовірності Гауса (erf) температура різання під час шліфування θ зменшується, проте ніколи не досягає нульового значення, так як змінюється за експоненціальним законом. Це є недоліком отриманого рішення, оскільки відсутня можливість цілком однозначного визначення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому дану величину можна визначити лише із наперед заданим ступенем точності за умови, що температура при цьому дорівнює, наприклад, $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ і т.д. Однак це приводить до довільного неоднозначного значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, яка може змінюватися у широких межах. Це позбавляє переваг аналітичного підходу до визначення температури різання під час шліфування та вимагає проведення подальших досліджень із встановлення кінцевого цілком однозначного значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі.

Таке ж рішення отримано професором Усовим А. В. у роботі [146]. У цій же роботі наведено й інші теоретичні рішення щодо поширення тепла у напівнескінченному стержні, які отримані різними методами розрахунку: методом поділу змінних та суперпозиції часткових рішень Фур'є, методом інтегральних перетворень, методом функції Гріна, різними чисельними методами вирішення крайових задач теплопровідності матеріалу.

Важливе теоретичне рішення щодо поширення тепла в напівнескінченному стержні для початкового $\theta|_{\tau=0} = 0$ та граничного $-\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} = q_0$ умов отримано у роботі [155]. У даному випадку на торець напівнескінченного стержня діє джерело тепла із постійною щільністю теплового потоку q_0 , а початкова температура стержня дорівнює нулю. Після вирішення диференціального рівняння (1.7) методом інтегральних перетворень отримано залежність для визначення температури напівнескінченного стержня:

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a^2 \cdot \tau}} - \frac{q_0}{\lambda} \cdot x \cdot \left[1 - erf\left(\frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right]. \quad (1.6)$$

У математиці функція $erf\ x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$ є функцією помилок. Вона табульована [44]. Це неелементарна функція, що виникає у теорії ймовірностей, статистиці та теорії диференціальних рівнянь із частковими похідними.

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

$$\operatorname{erf}x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \cdot x^{2n+1}}{n!(2n+1)} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(x - \frac{x^3}{3} + \frac{x^5}{10} - \frac{x^7}{42} + \frac{x^9}{216} - \dots \right). \quad (1.7)$$

На рис. 1.2 наведено графік функції $\operatorname{erf}x$, а у табл. 1.1 – її значення.

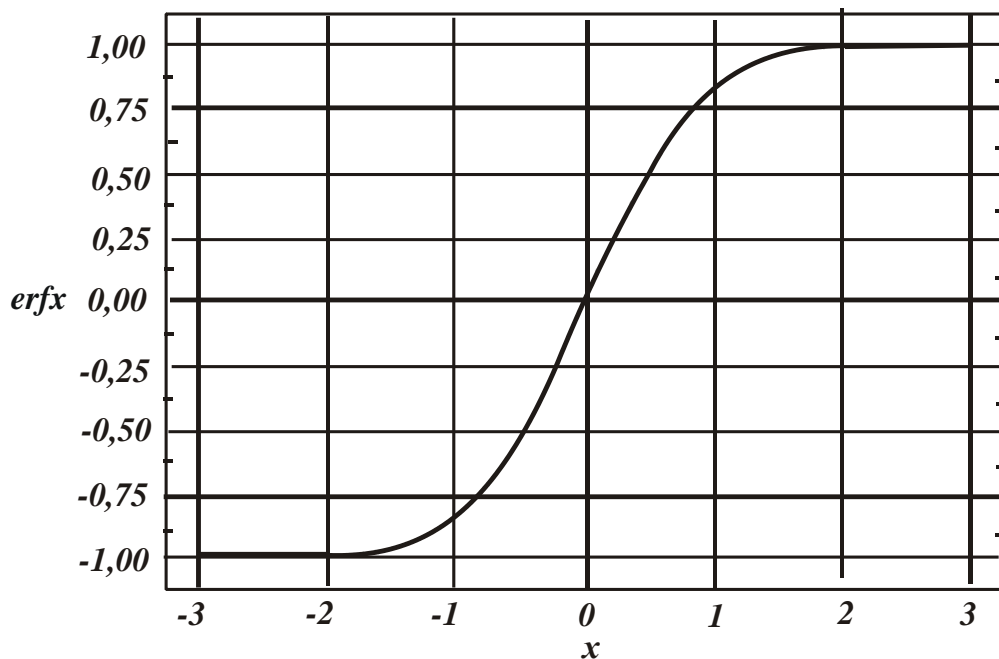


Рисунок 1.2 – Графік функції $\operatorname{erf}x$

Таблиця 1.1 – Розрахункові значення функції $\operatorname{erf}x$

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

Відповідно до залежності (1.6), зі збільшенням координати x перший доданок залежності зменшується, а другий – збільшується, тобто координата x неоднозначно впливає на температуру θ . Тому важливо перетворити залежність (1.6), використовуючи нову безрозмірну величину:

$$z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}. \quad (1.8)$$

Тоді залежність (1.6) набуде вигляду:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right] \quad (1.9)$$

або у відносних величинах

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (1.10)$$

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

У табл. 1.2 наведено розрахункові значення функції $\operatorname{erf}z$ [44] (рис. 1.2), а також розрахункові значення першого та другого доданків безрозмірної функції температури $\bar{\theta}(z)$ та самої функції $\bar{\theta}(z)$.

Таблиця 1.2 – Розрахункові значення функції $\operatorname{erf}z$, першого $\frac{e^{-z^2}}{\sqrt{\pi}}$ та другого $z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$ доданків безрозмірної функції температури $\bar{\theta}(z)$ та функції $\bar{\theta}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
$\operatorname{erf}z$	0	0,223	0,428	0,604	0,742	0,843
$\frac{e^{-z^2}}{\sqrt{\pi}}$	0,5641	0,542	0,48	0,393	0,297	0,207
$z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$	0	0,155	0,228	0,237	0,206	0,157
$\bar{\theta}(z)$	0,5641	0,386	0,251	0,156	0,091	0,05
z	1,2	1,5	2	2,1	2,2	2,3
$\operatorname{erf}z$	0,91	0,96	0,995	0,997	0,998	0,999
$\frac{e^{-z^2}}{\sqrt{\pi}}$	0,133	0,059	0,0103	0,006	0,0044	0,002
$z \cdot (1 - \operatorname{erf}z)$	0,108	0,051	0,01	0,006	0,0044	0,002
$\bar{\theta}(z)$	0,025	0,008	0,0003			

Як видно, перший доданок цієї функції завжди більше другого і тому температура $\bar{\theta}(z)$ ніколи не набуває нульового значення (вона асимптотично наближається до нуля, рис. 1.3,а). Отже, значення безрозмірної величини z (або координати x), що визначають глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, є нескінченними, тоді як із фізичної точки зору вони повинні мати кінцеві значення, оскільки тепло у тілі не може поширюва-

тися із нескінченно великою швидкістю. Із цього випливає, що залежність (1.6) може бути практично використана лише для визначення максимальної температури різання під час шліфування, яка виникає на торці адіабатичного напівнескінченного стержня – у точці його контакту із шліфувальним кругом, тобто у точці $x = 0$ (рис. 1.1):

$$\theta(x = 0, \tau) = \theta_{max} = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1,129 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\tau}. \quad (1.11)$$

Із урахуванням залежності (1.11) залежність (1.10) прийме вигляд:

$$\theta(z) = \sqrt{\pi} \cdot \theta_{max} \cdot \bar{\theta}(z). \quad (1.12)$$

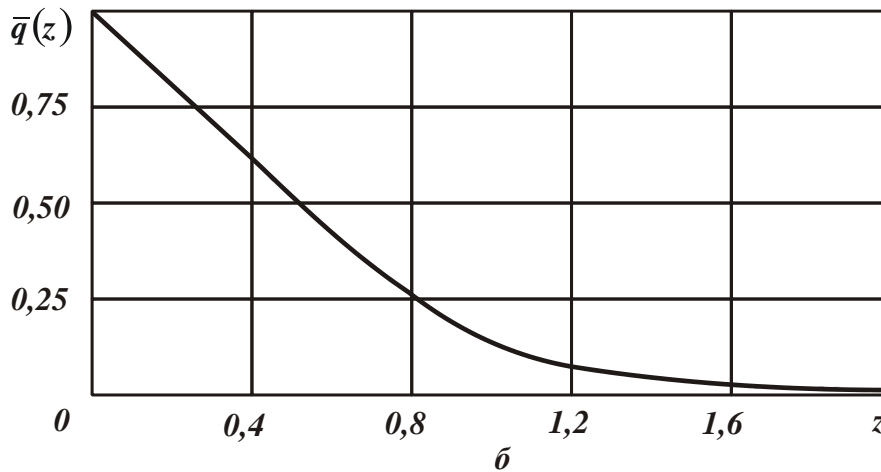
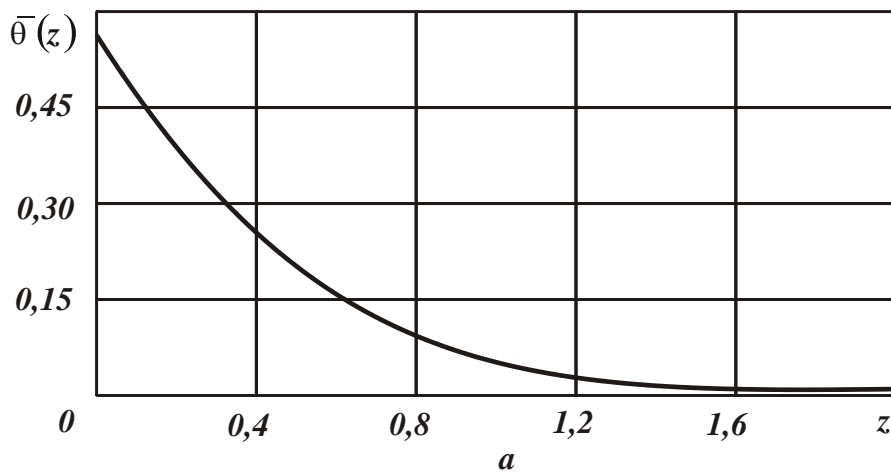


Рисунок 1.3 – Характер зміни функцій: а – $\bar{\theta}(z)$; б – $\bar{q}(z)$

Таким чином встановлено, що залежність (1.6) і, відповідно, залежність (1.9) не дозволяють визначити дійсне значення глибини z проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Цю глибину можна встановити лише із наперед заданим ступенем точності, наприклад, приймаючи $z = 1; 1,5; 2$ і т.д. Однак, за сутністю, це не має фізичного сенсу, оскільки у цьому випадку

глибина z проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі буде приймати різні значення. Тому для визначення дійсного значення z необхідно використати інший теоретичний підхід. Як буде показано далі, він заснований на встановленні глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі залежно від кількості тепла, яке надходить у зону різання під час шліфування. При цьому необхідно врахувати умови поширення тепла як у поверхневому шарі оброблюваної деталі, так і в шарі стружок, що утворюються під час шліфування. Для цього необхідно скласти рівняння балансу тепла, що виникає під час шліфування, та надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь.

Але зараз проведемо подальший аналіз наведених аналітичних залежностей. Для цього важливо провести аналіз щільності теплового потоку

$q(x, \tau) = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, \tau)$, яка із урахуванням залежності (1.6) може бути перетворена до вигляду:

$$q(x, \tau) = \frac{q_0 \cdot x}{a \cdot \sqrt{\pi \cdot \tau}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2 \cdot \tau}} + q_0 \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right] - q_0 \cdot x \cdot \left[\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right]'_x = q_0 \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right]. \quad (1.13)$$

де $\left[\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}} \right) \right]'_x = \frac{1}{a \cdot \sqrt{\pi \cdot \tau}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2 \cdot \tau}}$.

Тоді функція $q(z, \tau)$ із урахуванням залежності (1.8) набуде вигляду:

$$q(z, \tau) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (1.14)$$

де $\bar{q}(z) = 1 - \operatorname{erf} z$ – безрозмірна функція щільності теплового потоку.

Як видно, безрозмірна функція щільності теплового потоку $\bar{q}(z)$ протилежна функції $\operatorname{erf} z$. Графік зміни функції $\bar{q}(z)$ показано на рис. 1.3,б. Розрахункові значення функції $\bar{q}(z)$ наведено у табл. 1.3. Зі збільшенням параметра z функція $\bar{q}(z)$ необмежено зменшується, асимптотично наближаючись до нуля. При цьому зі збільшенням значення z функція $\bar{q}(z)$ зменшується із інтенсивністю, яка нижче лінійної залежності (а в діапазоні $0 < z < 0,8$ – близької до лінійної залежності).

Наведені вище аналітичні залежності (1.4) та (1.6) отримано із урахуванням крайової умови, за якою щільність теплового потоку на протязі контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю залишається постійною

величиною. Виходячи із цього, вихідні залежності (1.4) та (1.6) виражено через щільність теплового потоку.

Таблиця 1.3 – Розрахункові значення функції $\bar{q}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
$erfz$	0	0,223	0,428	0,604	0,742	0,843
$\bar{q}(z)$	1	0,777	0,572	0,396	0,258	0,157
z	1,2	1,5	2	2,1	2,2	2,3
$erfz$	0,91	0,966	0,995	0,997	0,998	0,999
$\bar{q}(z)$	0,09	0,034	0,005	0,003	0,002	0,001

Як видно, у зоні контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю температура різання приймає найбільші значення, які у міру заглиблення у поверхневий шар оброблюваної деталі зменшуються. Тому важливо теоретично оцінити найбільше (максимальне) значення температури різання та встановити, від яких фізичних параметрів воно залежить.

1.2. Визначення та аналіз максимальної температури різання

Для визначення максимальної температури різання слід скористатися теоретичним рішенням, наведеним у роботі [186] щодо процесу точіння. Суть цього рішення полягає у тому, що максимальна температура різання θ_{max} визначається за умови рівності роботи різання $A = P_z \cdot V \cdot \tau$ та кількості тепла $Q = c \cdot m \cdot \theta$, що виділяється у процесі різання і повністю переходить у стружку, що утворюється:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (1.15)$$

де $P_z \cdot \sigma \cdot S$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

S – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

V – швидкість різання, м/с;

τ – час обробки, с;

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

$m = \rho \cdot \mathcal{Q}$ – маса видаленого матеріалу, кг;

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

$\mathcal{G} = S \cdot l$ – об'єм видаленого матеріалу, м³;

$l = V \cdot \tau$ – довжина шару видаленого матеріалу, м.

Із залежності (1.15) випливає, що максимальна температура різання θ_{max} цілком однозначно визначається умовним напруженням різання σ . Чим менше σ , тим менше максимальна температура різання θ_{max} . Зменшити умовне напруження різання σ можна підвищенням гостроти різального леза інструмента і зниженням інтенсивності тертя у зоні різання. Виходячи із цього, максимальну температуру різання θ_{max} слід розглядати новим важливим універсальним технологічним параметром обробки, що визначає технологічні можливості не тільки точіння, а й шліфування та інших методів механічної обробки. На його основі можна порівнювати різні методи механічної обробки за температурним критерієм та вибирати для практичного застосування найбільш ефективні з них.

Експериментально встановлено [117, 124], що умовне напруження різання σ під час механічної обробки завжди перевищує межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу σ_{cm} . Це пов'язано із тим, що умовне напруження різання σ визначається залежністю $\sigma = P_z / S$. У реальних умовах замість площі поперечного перерізу зрізу S необхідно розглядати фактичну площу контакту стружки, що утворюється, із передньою поверхнею різця, яка більше площі поперечного перерізу зрізу S . У цьому випадку $\sigma \rightarrow \sigma_{cm}$ [145].

Із фізичної точки зору умовне напруження різання (із розмірністю Н/м²) визначає енергоємність обробки (із розмірністю Дж/м³). Як видно, від розмірності Дж/м³ можна перейти до розмірності Н/м² із урахуванням Дж=Н·м.

Безперечно, для інших фізико-хімічних методів обробки металів (термічного розрізування металу, обробки електронним струменем, електрохімічної обробки) умовне напруження різання σ слід розглядати у вигляді енергоємності обробки із розмірністю Дж/м³.

Із урахуванням сказаного, залежності (1.4) та (1.6) можна виразити із застосуванням максимальної температури різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Для цього щільність теплового потоку $q = q_0$ необхідно представити у вигляді:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{h \cdot B} = \frac{\sigma \cdot S_{мум}}{h \cdot B} = \frac{\sigma \cdot V_{дем} \cdot t}{h}, \quad (1.16)$$

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

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

B – ширина шліфування, м;

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

t – глибина шліфування, м;

$D_{кр}$ – діаметр круга, м;

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

$S_{мит} = Q/V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу

всіма одночасно працюючими у процесі різання зернами шліфувального круга, м²;

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

Після підстановки залежності (1.16) у залежності (1.4) і (1.6) та їх перетворення, маємо:

$$\theta = 1,253 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \cdot \left[1 - erf \left(\frac{x}{2} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{дем}}{h}} \right) \right]; \quad (1.17)$$

$$\begin{aligned} \theta = & 1,129 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} - \\ & - \theta_{max} \cdot \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \cdot \left[1 - erf \left(\frac{x}{2} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{1}{\tau}} \right) \right], \end{aligned} \quad (1.18)$$

де $Q_{num} = V_{дем} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

У зоні контакту шліфувального круга із оброблюваної деталлю, тобто за умови $x = 0$, залежності (1.17) і (1.18) набувають спрощеного вигляду:

$$\theta = 1,253 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} = 1,253 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{I}; \quad (1.19)$$

$$\theta = 1,129 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} = 1,129 \cdot \theta_{max} \cdot \sqrt{I}, \quad (1.20)$$

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

Як видно, залежності (1.19) і (1.20) відрізняються лише числовими множниками, що пов'язано із різними методами визначення температури різання та прийнятими припущеннями у розрахунках. Таким чином, використовуючи поняття "максимальна температура різання", вдалося вихідні залежності (1.4) і (1.6) привести до більш загального виду, що описуються залежностями (1.19), (1.20) та мають цілком конкретний фізичний зміст.

Аналогічно можна перетворити й інші відомі аналітичні залежності для визначення температури різання, які наведено у науково-технічній літературі. Це відкриває нові можливості встановлення закономірностей формування температури різання під час шліфування та умов її зменшення. Разом із тим, вихідні залежності (1.4) і (1.6) та, відповідно, залежності (1.9) і (1.20) отримано на основі вирішення диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.2) із урахуванням лише тепла, що надходить у оброблювану деталь, без аналітичного взаємозв'язку із теплом, що одночасно надходить у стружки, що утворюються. Розподіл тепла, що виділяється у процесі різання, між оброблюваною деталлю і стружками, що утворюються, як правило, здійснюють за допомогою поправочних коефіцієнтів, які змінюються у межах $0 \dots 1$ та справедливі для часткових умов обробки. Як встановлено розрахунками, це призводить до розходження розрахункових та експериментальних значень температури різання, а також не дозволяє встановити узагальнені теоретичні рішення щодо визначення температури різання під час шліфування.

Крім того, суттєвим недоліком вихідних залежностей (1.4) і (1.6) є те, що на їх основі не можна встановити кінцеве значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, оскільки вона прагне до нескінченності. Тому в даній роботі наведено нові теоретичні рішення визначення температури різання під час шліфування та умов її зменшення із урахуванням розподілу тепла, що виникає у процесі шліфування та надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі та стружок, що утворюються.

Необхідно зазначити, що із-за складності розрахунків під час розв'язання диференціального рівняння теплопровідності (1.2) у розглянутих роботах [19, 162] аналітично не враховано перенесення тепла до стружок, що утворюються, тобто прийнято, що все тепло надходить лише у оброблювану деталь. Цим, власне, й обумовлено основний недолік отриманого рішення, який пов'язаний із невизначеністю глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Для усунення даного недоліку, очевидно, необхідно суттєво спростити розрахункову схему температури різання під час шліфування, не вдаючись до вирішення диференціального рівняння теплопровідності із частковими похідними (1.1) або у спрощеному вигляді – диференціального рівняння теплопровідності у одновимірній системі координат (1.2). Тому для вирішення конкретних практичних завдань теплофізики шліфування та лезової обробки необхідно ширше застосовувати спрощені інженерні розрахунки, які дозволяють достатньо просто визначити температуру різання за умови забезпечення високої збіжності розрахункових та експериментальних даних.

1.3. Аналіз спрощених теоретичних підходів до розрахунку температури різання під час шліфування

У роботах [134, 150] наведено теоретичний аналіз закономірностей зміни температури різання під час шліфування на основі використання спрощеного теоретичного підходу. Його суть полягає у поданні припущення, що знімається, у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно напрямку руху шліфувального круга. У процесі різання ці адіабатичні стержні перерізуються шліфувальним кругом, а тепло, що виникає у процесі різання, частково переноситься уздовж адіабатичного стержня у оброблювану деталь, а частково із перерізаною частиною адіабатичного стержня переноситься до стружок, що утворюються. Безсумнівно, деяка частина тепла надходить у шліфувальний круг і навколишнє середовище, проте із-за її незначності в розрахунках її можна не враховувати. Виходячи із цього, у роботі [108] запропоновано спрощений теоретичний підхід до визначення температури різання під час шліфування, який засновано на заданні закону розподілу щільності теплового потоку за глибиною поверхневого шару оброблюваного матеріалу.

Прийнято, що кількість тепла Q_1 , яке увійшло до елементарного адіабатичного стержня (рис. 1.1) довжиною Δx за час τ , дорівнює:

$$Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau, \quad (1.21)$$

а кількість тепла Q_2 , яке необхідне для нагрівання цього стержня довжиною Δx до температури θ за час τ , дорівнює:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\Delta x} \theta(x) \cdot dx, \quad (1.22)$$

де S – площа поперечного перерізу елементарного адіабатичного стержня, м.

Розрахунками встановлено, що у випадку $q(x) = q_0 \cdot (1 - x / \Delta x)$ за крайовою умовою $\theta(x = \Delta x) = 0$ рішення приймає вигляд:

$$\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot \int q(x) \cdot dx = \theta_{max2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (1.23)$$

Максимальне значення температури різання під час шліфування набуває вигляду:

$$\theta(x = 0) = \theta_{max2} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (1.24)$$

За умови $Q_1 = Q_2$ визначено глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$\Delta x = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (1.25)$$

Тоді температура різання під час шліфування і щільність теплового потоку залежно від безрозмірної величини z набувають вигляду:

$$\theta(z) = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z); \quad (1.26)$$

$$q(z) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (1.27)$$

де $\bar{\theta}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)^2$; $\bar{q}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)$ – безрозмірні функції температури різання під час шліфування і щільності теплового потоку.

Встановлено, що у випадку $q(x) = q_0$ за крайовою умовою $\theta(x = \Delta x) = 0$ рішення набуває вигляду:

$$\theta(x) = \theta_{max3} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (1.28)$$

Тоді максимальне значення температури різання під час шліфування визначиться:

$$\theta(x = 0) = \theta_{max3} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (1.29)$$

За умови $Q_1 = Q_2$ визначається глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі:

$$\Delta x = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (1.30)$$

Відповідно, температура різання під час шліфування у залежності від безрозмірної величини z набуває вигляду:

$$\theta(z) = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (1.31)$$

де $\bar{\theta}(z) = (1 - 1,414 \cdot z)$ – безрозмірна функція температури.

Розрахунки показали, що значення максимальної температури різання під час шліфування, що отримані з використанням залежностей (1.9), (1.26) і (1.31), відрізняються незначно (в межах 15 %, рис. 1.4). Отже, використовуючи дане спрощене рішення, можна достатньо просто розрахувати температуру різання під час шліфування та науково обґрунтовано підійти до визначення цілком однозначної глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за якою температура різання під час шліфування приймає нульове значення. Це рішення дозволяє привести у відповідність теорію й практику шліфування, що відкриває нові технологічні можливості визна-

чення оптимальних умов обробки за температурним критерієм та визначення умов інтенсифікації процесу шліфування й більш широкого їх застосування на практиці.

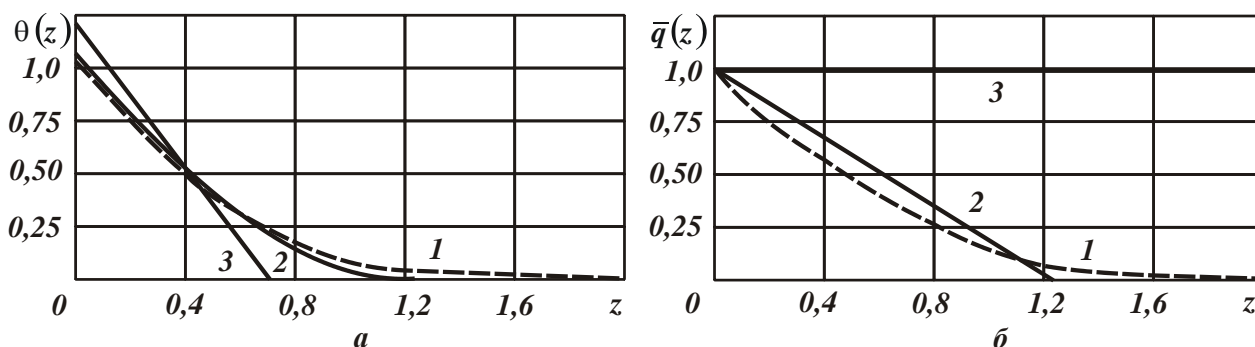


Рисунок 1.4 – Графіки функцій $\bar{\theta}(z)$ (а) і $\bar{q}(z)$ (б), що описуються залежностями: 1 – (1.9) і (1.14); 2 – (1.26) і (1.27); 3 – (1.31) за умови $\sqrt{a \cdot \tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1$

Виходячи з наведених рішень, у даній роботі поставлено завдання подальшого розвитку запропонованого спрощеного теоретичного підходу шляхом аналітичного та чисельного розрахунків температури різання під час шліфування із урахуванням перерізання шліфувальним кругом елементарних адіабатичних стержнів.

1.4. Розроблення математичної моделі визначення температури різання під час шліфування

Основними науковими передумовами подальшого розвитку наведеного у п. 1.3 спрощеного теоретичного підходу до визначення температури різання слід розглядати теоретичні результати, що отримані у роботах [81, 165], із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок та у оброблювану деталь. У розрахунковій схемі, показаній на рис. 1.5, припуск на обробку (за аналогією із роботами професора Якимова О. В.) представлено пакетом нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які у процесі шліфування перерізуються шліфувальним кругом із швидкістю $V_{різ}$. Для виконання розрахунків прийнято, що за час дії теплового джерела τ відбулося перерізання адіабатичного стержня довжиною l_1 , тобто теплове джерело перемістилося уздовж адіабатичного стержня на величину $l_1 = V_{різ} \cdot \tau$, і за цей час у процесі різання

виділено кількість тепла Q . Це тепло, по-перше, витрачено на нагрівання стружок, що утворюються, тобто ділянки стержня довжиною l_1 (витрачено кількість тепла Q_1). По-друге, витрачено на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 завдяки теплопровідності оброблюваного матеріалу (витрачено кількість тепла Q_2). Виходячи із цього, рівняння балансу тепла набуває вигляду:

$$Q = Q_1 + Q_2. \quad (1.32)$$

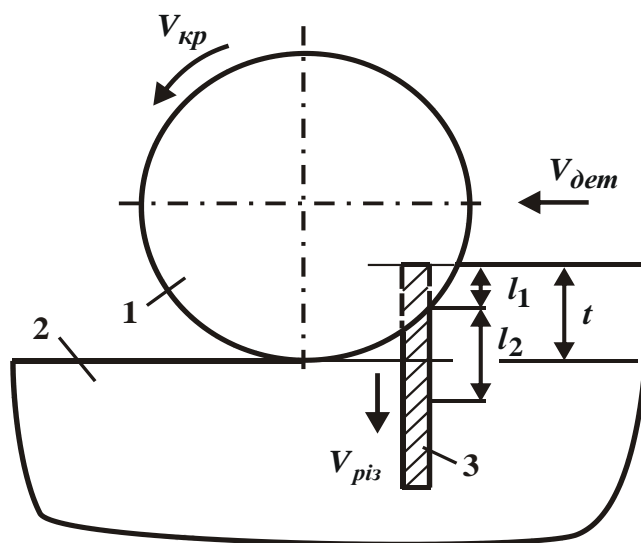


Рисунок 1.5 – Розрахункова схема параметрів процесу плоского шліфування:
1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичний стержень

Для визначення кількості тепла Q_1 частину адіабатичного стержня довжиною l_1 представлено нескінченною безліччю елементарних ділянок довжиною Δl (рис. 1.6,а), кожна із яких нагрівається до різної температури: перша – до температури θ_1 , друга – до температури θ_2 і т.д. Тоді кількість тепла, що витрачено на нагрівання першої ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 , дорівнює:

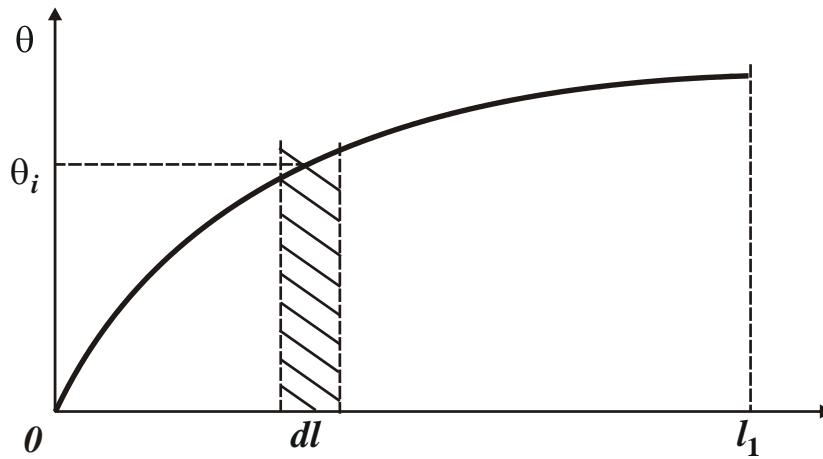
$$Q_{11} = c \cdot m_1 \cdot \theta_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_1, \quad (1.33)$$

де $m_1 = \rho \cdot V_1 = \rho \cdot S \cdot \Delta l$ – маса першої ділянки адіабатичного стержня довжиною Δl , кг;

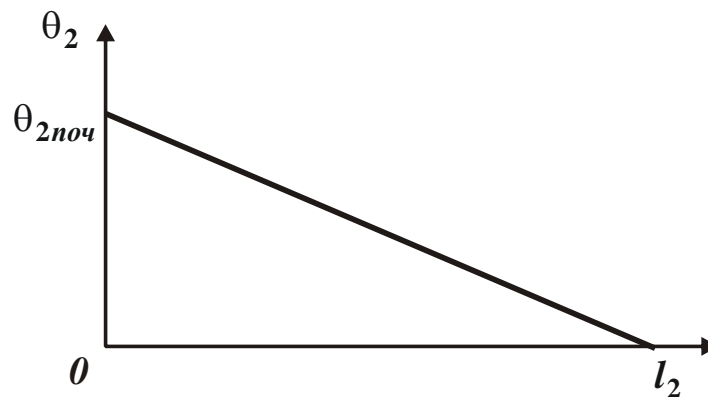
V_1 – об'єм першої ділянки адіабатичного стержня довжиною Δl , м³.

Кількість тепла, що витрачено на нагрівання n -ої ділянки адіабатичного стержня, дорівнює:

$$Q_{1n} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_n. \quad (1.34)$$



а



б

Рисунок 1.6 – Характер зміни температури за довжиною першої (а) та другої (б) ділянок адіабатичного стержня

Тоді кількість тепла, яке витрачено на нагрівання всього адіабатичного стержня довжиною l_1 , визначається:

$$\begin{aligned}
 Q_1 &= Q_{11} + Q_{12} + \dots + Q_{1n} = \sum_i^n Q_{1i} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \sum_i^n \theta_i \cdot \Delta l = \\
 &= c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta \cdot dl = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{піз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau. \quad (1.35)
 \end{aligned}$$

де θ_i – температура нагрівання i -ої (поточної) ділянки адіабатичного стержня довжиною l_1 ;

θ – функція температури нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_1 від часу;

$d\tau$ – час, за який відбувається перерізування адіабатичного стержня довжиною $dl = \Delta l = V_{\text{піз}} \cdot d\tau$, с.

Для визначення кількості тепла Q_2 , що витрачається на нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 (рис. 1.6,б), використано відому із курсу фізики залежність для визначення кількості тепла, що протікає через адіабатичний стержень у результаті його теплопровідності:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кінь}}}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (1.36)$$

де $\theta_{2\text{поч}}$ – початкова температура на торці частини адіабатичного стержня довжиною l_2 , що залишилася після перерізання, К;

$\theta_{2\text{кінь}} = 0$ – температура на кінці адіабатичного стержня довжиною l_2 (умовно дорівнює нулю), К;

τ_2 – час нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 , с.

Характер зміни температури за довжиною адіабатичного стержня у результаті його теплопровідності показано на рис. 1.6,б.

Кількість тепла, що витрачається на нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 , визначається:

$$Q_2 = c \cdot m \cdot \theta_2 \cdot 0,5 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta_2, \quad (1.37)$$

де m – маса адіабатичного стержня довжиною l_2 , кг;

V_2 – об'єм адіабатичного стержня довжиною l_2 , м³;

$\theta_2 = \theta_{2\text{поч}}$ – початкова температура на торці частини адіабатичного стержня довжиною l_2 , що залишилася після його перерізання, К.

Введений у залежність (1.37) коефіцієнт 0,5 визначає середню температуру нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 .

Після порівняння залежностей (1.36) і (1.37) отримано залежність для визначення параметру l_2 :

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau_2}{c \cdot \rho}}. \quad (1.38)$$

Як видно, параметр l_2 залежить від часу нагрівання адіабатичного стержня τ_2 та теплофізичних характеристик матеріалу c , ρ , λ адіабатичного стержня. Зменшити параметр l_2 можна зменшенням часу нагрівання адіабатичного стержня τ_2 . Це є важливою умовою управління параметром l_2 із точки зору забезпечення бездефектного поверхневого шару оброблюваної деталі.

Після вирішення залежності (1.36) щодо довжини l_2 та підстановки її в залежність (1.37) із урахуванням $Q_2 = N \cdot \tau_2$; $\theta_{2\text{поч}} - \theta_{2\text{кінь}} = \theta_2$, маємо:

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}, \quad (1.39)$$

де N – потужність теплового джерела, Вт.

Після підстановки отриманих залежностей (1.35) і (1.39) у залежність (1.32) визначено загальну кількість тепла, що витрачається на нагрівання двох частин адіабатичного стержня довжиною $(l_1 + l_2)$:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{пиз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (1.40)$$

Із урахуванням загальної кількості тепла $Q = N \cdot \tau$ рівняння (1.40) набуває вигляду:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{пиз}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N} = N \cdot \tau, \quad (1.41)$$

де τ – час перерізання адіабатичного стержня довжиною l_1 , який дорівнює часу дії теплового джерела, с.

Таким чином отримано інтегральне рівняння, у якому невідомі величини θ і θ_2 залежні від часу τ . Для спрощення рішення інтегрального рівняння (1.41) виконано диференціювання його правої та лівої частин за часом τ із урахуванням умови $\theta = \theta_2$:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{пиз}} \cdot \theta_2 + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N, \quad (1.42)$$

де θ_2' – перша похідна функції θ_2 за часом τ ;

θ – температура на останній елементарній ділянці адіабатичного стержня довжиною l_1 , тобто на довжині адіабатичного стержня l_1 .

За умови $\theta_2 = \theta$, із урахуванням залежності для визначення щільності теплового потоку $q = N/S$, отримано диференціальне рівняння першого порядку:

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B, \quad (1.43)$$

де $A = \frac{V_{\text{пиз}} \cdot N}{\lambda \cdot S} = \frac{V_{\text{пиз}} \cdot q}{\lambda}$;

$$B = \frac{q^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}.$$

Щільність теплового потоку q можна виразити аналітично із урахуванням співвідношень, наведених у роботі [79]:

$$q = \frac{N}{S} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot V_{кр}}{S} \cdot \frac{Q_{нр}}{V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{різ}}{S} = \sigma \cdot V_{різ}, \quad (1.44)$$

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

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

$Q_{нр} = S \cdot V_{різ}$ – продуктивність обробки, м³/с;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м²;

$V_{різ}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня, м/с.

Рішення диференціального рівняння (1.43) за початковою умовою $\theta(\tau = 0) = 0$ після відповідних перетворень приймає вигляд [92]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{різ}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right] \quad (1.45)$$

або

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{різ}}{\lambda} \cdot l_1} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right] \quad (1.46)$$

або у відносних величинах:

$$l_1 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{різ}} \cdot \bar{l}_1, \quad (1.47)$$

де $\bar{l}_1 = -\ln(1 - z) - z$,

$z = \frac{\theta}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho}\right)}$ – відносна величина температури;

$\sigma = q / V_{різ}$ – умовне напруження різання, Н/м²;

q – щільність теплового потоку, Вт/м².

Із залежності (1.47) випливає, що відносна величина температури z зі збільшенням довжини адіабатичного стержня $l_1 = V_{різ} \cdot \tau$ (або часу τ контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем) збільшується приблизно за експоненціальним законом, асимптотично наближаючись до одиниці (рис. 1.7).

Це свідчить про існування сталого у часі теплового процесу під час шліфування, який реалізується за відносно великих значень \bar{l}_1 (або τ), наприклад, в умовах глибинного шліфування. Дане рішення слід розглядати

принципово новим, оскільки відповідно до відомого теоретичного рішення [162], у якому не враховується функціонально кількість тепла, що надходить до стружок ($Q_1 = 0$), а враховується лише кількість тепла, що надходить у оброблювану деталь, відносна величина z температури необмежено збільшується зі збільшенням часу (відносної величини $\bar{\tau} = z^2 / 2$), рис. 1.8. Як показано у роботі [165], за умови $z < 1$ розбіжність результатів розрахунків, отриманих із використанням нового й відомого рішень, не суттєва (до 1,5 разів), а за умови $z \rightarrow 1$ – значно більша, що вимагає застосування для розрахунків отриманого більш точного нового рішення.

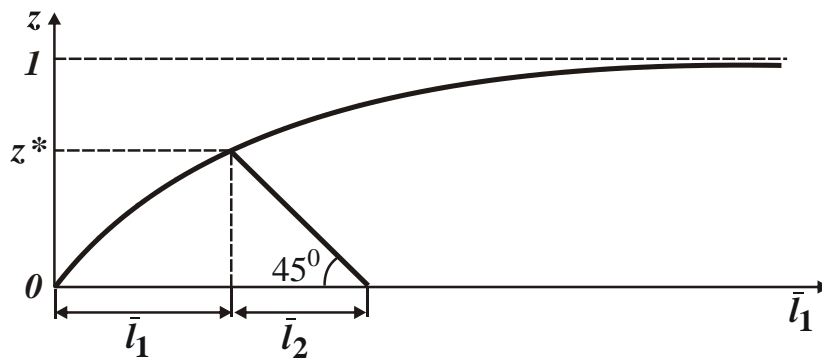


Рисунок 1.7 – Залежність відносної величини температури z від \bar{l}_1

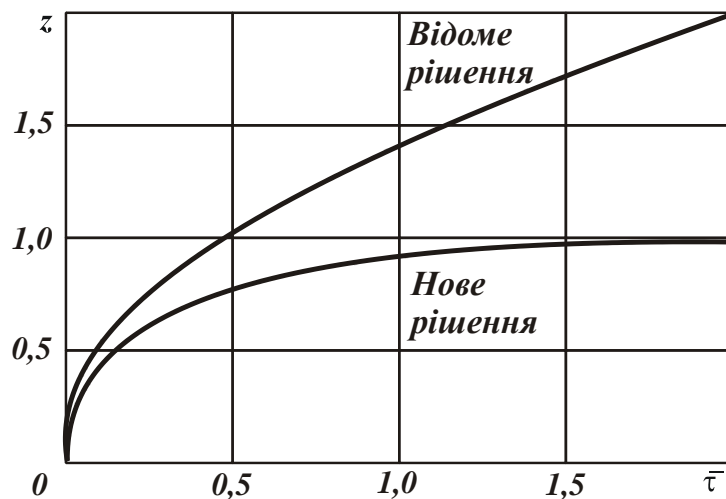


Рисунок 1.8 – Залежність відносної величини температури z від $\bar{\tau}$

На основі отриманого рішення визначено глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, яка визначається довжиною адіабатичного стержня l_2 :

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{піз}}} \cdot \bar{l}_2. \quad (1.48)$$

Таким чином, у роботі [81] на основі спрощеної розрахункової схеми вдалося визначити кінцеве значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за умови досягнення якої температура різання під час шліфування дорівнює нулю. У цій же роботі визначено й інші параметри теплового процесу під час шліфування: миттєву швидкість V_θ поширення тепла вглиб розглянутого адіабатичного стержня; частки тепла Q_1/Q й Q_2/Q , які надходять, відповідно, до стружок, що утворюються, та у оброблювану деталь:

$$\bar{l}_2 = z; \quad (1.49)$$

$$V_\theta = V_{pi3} + \frac{dl_2}{d\tau} = \frac{V_{pi3}}{z}; \quad (1.50)$$

$$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}; \quad (1.51)$$

$$\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}. \quad (1.52)$$

Із наведених залежностей випливає, що глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, тобто довжина адіабатичного стержня l_2 , змінюється за законом зміни відносної величини температури z (рис. 1.7, табл. 1.4). Миттєва швидкість V_θ , навпаки, зі збільшенням відносної величини температури z безупинно зменшується, асимптотично наближаючись до значення V_{pi3} .

Таблиця 1.4 – Розрахункові значення безрозмірних величин \bar{l}_1 , \bar{l}_2 і \bar{l}_2 / \bar{l}_1

z	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_1	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0
\bar{l}_2	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
\bar{l}_2 / \bar{l}_1	22,75	11,13	4,625	2,59	1,717	0,818	0,643	0,495	0,278	0,167

Як випливає із залежностей (1.51) і (1.52), відношення Q_1/Q та Q_2/Q визначаються лише одним параметром – відносною величиною температури z (рис. 1.9). Тому зменшення відносної величини температури z припускає зменшення відношення Q_1/Q та збільшення відношення Q_2/Q завдяки зменшенню добутку параметрів $l_1 \cdot V_{pi3}$, відповідно до залежності (1.45). Цим

показано, що розподіл тепла між стружками, що утворюються, та поверхневим шаром оброблюваної деталі обумовлено температурою шліфування.

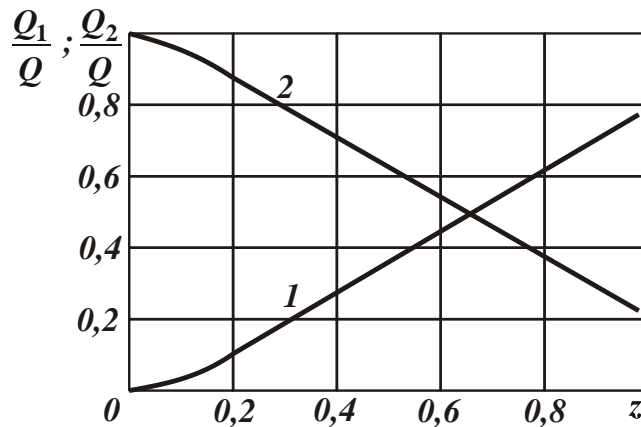


Рисунок 1.9 – Залежності величин Q_1/Q (1) і Q_2/Q (2) від z

Отримані теоретичні рішення погодяться із результатами експериментальних досліджень різних процесів механічної обробки, наведених у науково-технічній літературі. Наприклад, із відомими експериментальними даними професора Данієляна А. М. (рис. 1.10) [16], згідно яким зі збільшенням швидкості різання v , відповідно, температури різання під час точіння, частка тепла, що надходить до стружки, збільшується, асимптотично наближаючись до значення 80 %, а частка тепла, що надходить у оброблювану деталь, навпаки, зменшується до значення 20 %. Таким чином, наведена математична модель визначення температури різання під час шліфування, яка заснована на урахуванні балансу тепла, що надходить до стружки та у оброблювану деталь, дозволяє цілком однозначно визначити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за умови досягнення якої температура різання під час шліфування приймає нульове значення. Це достатньо повно і точно із фізичної точки зору відображає закономірності формування теплового процесу під час шліфування. Виходячи із цього, отримане теоретичне рішення доцільно покласти у основу подальших досліджень температури різання під час шліфування та лезової обробки та визначення умов її зменшення.

Для спрощення розрахунків отримане рішення (1.45) із урахуванням залежності $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ можна подати у вигляді:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \quad (1.53)$$

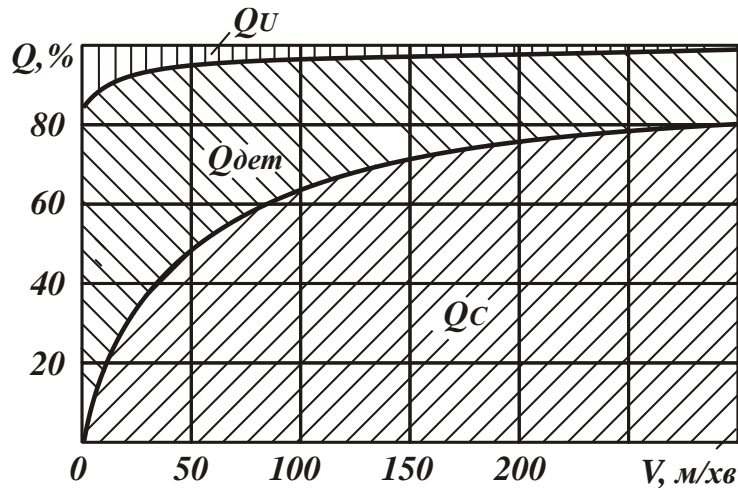


Рисунок 1.10 – Розподіл тепла Q між стружкою, інструментом та деталлю під час точіння сталі 40Х різцем із твердого сплаву Т60К6 ($t=1,5$ мм; $S=0,12$ мм/об.)

Для умов плоского шліфування (рис. 1.1) швидкість перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня $V_{різ}$ визначається залежністю, наведеною у роботі [92]:

$$V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (1.54)$$

де $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

$D_{кр}$ – діаметр шліфувального круга, м.

Після підстановки залежності (1.54) у залежність (1.53) із урахуванням виразу $t = V_{різ} \cdot \tau$ отримано:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}{\lambda}} \quad (1.55)$$

або

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}{\lambda}},$$

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

Глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі визначається перетвореною залежністю $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ із урахуванням залежностей $q = \sigma \cdot V_{різ}$ і $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}} \cdot \frac{\theta}{\theta_{\text{max}}}. \quad (1.56)$$

Як видно, параметр l_2 змінюється за законом зміни відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$.

На рис. 1.11 наведено розраховані за залежностями (1.55) і (1.56) значення відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$ та параметру l_2 під час шліфування сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$) для $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$ і $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$ [91].

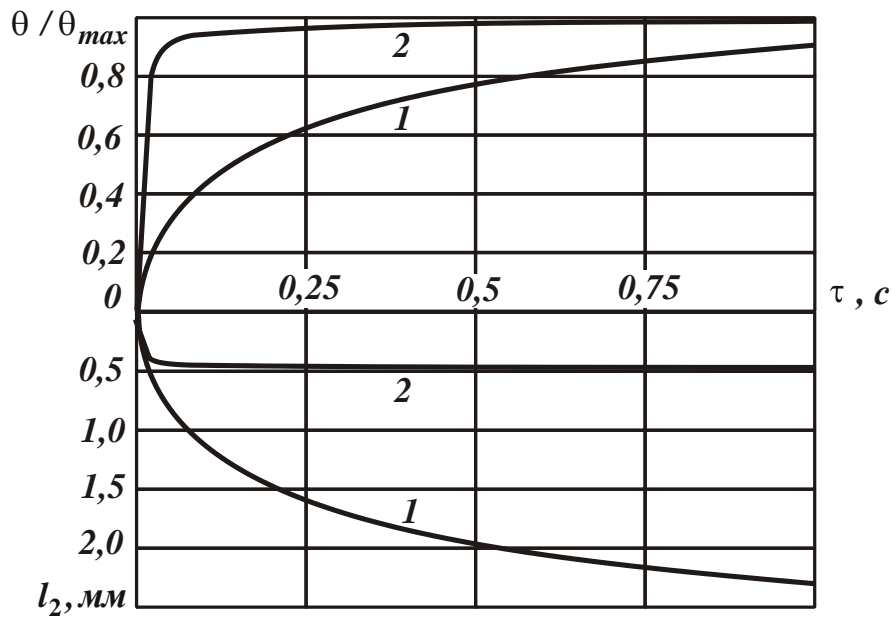


Рисунок 1.11 – Залежності відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$ та параметру l_2 від часу обробки τ : 1 – $V_{\text{різ}} = 3,33 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$; 2 – $V_{\text{різ}} = 16,65 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}$

Як видно, зі збільшенням часу обробки τ відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$ збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $\theta_{\text{max}} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Також збільшується відношення $\theta/\theta_{\text{max}}$ зі збільшенням швидкості $V_{\text{різ}}$.

Аналогічно змінюється й параметр l_2 із часом обробки τ , асимптотично наближаючись до максимального значення. Однак, зі збільшенням швидкості $V_{\text{різ}}$ параметр l_2 , навпаки, зменшується [103, 105].

Таким чином показано, що зі збільшенням швидкості $V_{\text{різ}}$ фактично все тепло, яке виділяється у процесі шліфування зосереджується у шарі стружок, що утворюються. У поверхневий шар оброблюваної деталі надходить незначна

частина тепла. Але ця закономірність може бути досягнута за умови досягнення значної швидкості $V_{риз}$ (відповідно, швидкості деталі $V_{дет}$), яка традиційно в умовах шліфування приймає відносно невеликі значення.

1.5. Порівняння розрахункових значень температури різання, отриманих за різними теоретичними підходами

Важливо порівняти розрахункові значення відношення θ/θ_{max} , що отримані за залежністю (1.55), із аналогічними розрахунковими значеннями відношення θ/θ_{max} , що отримані за залежностями (1.4) і (1.6). Для спрощення розрахунків залежність (1.55) слід подати у вигляді:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-I}, \quad (1.57)$$

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

Таким чином, отримано залежність (1.57), яка аналогічно залежностям (1.4) і (1.6), пов'язує відношення θ/θ_{max} лише із безрозмірним комплексним параметром I .

У табл. 1.5 та на рис. 1.12 наведено розраховані за залежностями (1.4), (1.6) і (1.57) значення безрозмірного комплексного параметру I у залежності від відношення θ/θ_{max} .

Таблиця 1.5 – Розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I

θ/θ_{max}	0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1,0
I [162]	0	0,0064	0,025	0,102	0,18	0,407	0,515	0,637
I [155]	0	0,0078	0,031	0,126	0,282	0,5	0,635	0,784
I [79]	0	0,0053	0,023	0,11	0,316	0,81	1,4	∞

Як видно, згідно залежностей (1.4) і (1.6), відношення θ/θ_{max} зі збільшенням безрозмірного комплексного параметру I безперервно збільшується, досягаючи максимального значення, що дорівнює одиниці. Згідно залежності (1.57), відношення θ/θ_{max} зі збільшенням безрозмірного комплексного пара-

метру I також безперервно збільшується, проте лише асимптотично наближається до максимального значення, що дорівнює одиниці. Раніше зазначалося, що це пов'язано із концентрацією тепла, що виникає у процесі різання, у основному, в шарі стружок, що утворюються. Згідно залежностям (1.4) і (1.6), навпаки, тепло, що виникає у процесі різання, концентрується у поверхневому шарі оброблюваної деталі. У результаті відношення θ/θ_{max} набуває більших значень.

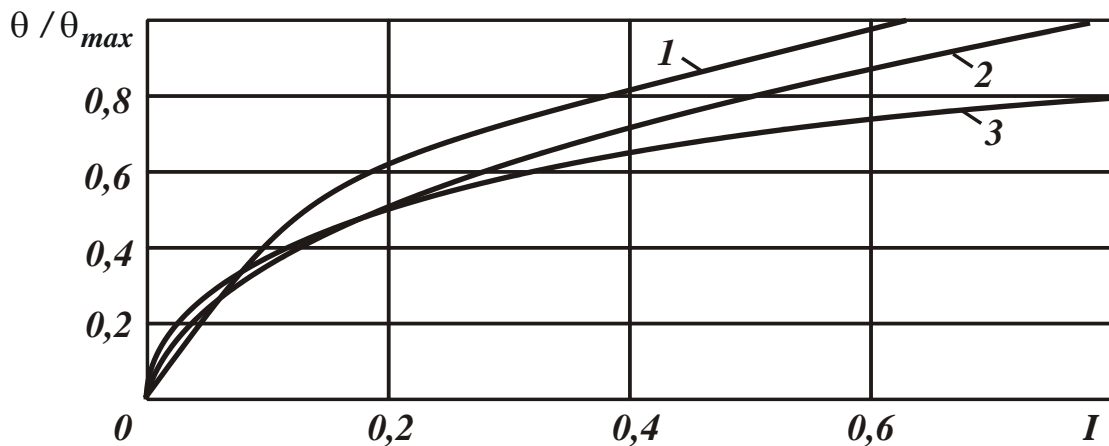


Рисунок 1.12 – Залежності відношення θ/θ_{max} від безрозмірного комплексного параметру I : 1 – залежність (1.4); 2 – залежність (1.6); 3 – залежність (1.57)

Крім того, відповідно до залежності (1.57), безрозмірний комплексний параметр I можна збільшувати нескінченно, тоді як, виходячи із залежностей (1.4) і (1.6), він набуває кінцевих значень, пов'язаних із досягненням відношення $\theta/\theta_{max}=1$. Отже, урахування розподілу тепла, що виникає під час шліфування та надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі та стружок, що утворюються, дозволяє більш об'єктивно підійти до визначення температури різання під час шліфування [75, 76]. Також використання залежності (1.57) відкриває нові технологічні можливості пошуку умов підвищення продуктивності обробки із урахуванням обмеження за температурним критерієм. Так, досягаючи у реальних умовах шліфування значення $\theta/\theta_{max} \rightarrow 1$, можна необмежено збільшувати продуктивність обробки. Однак для цього необхідно суттєво зменшити максимальну температуру різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ шляхом зменшення умовного напруження різання σ . Це може бути досягнуто, у першу чергу, зниженням інтенсивності тертя різального інструменту із оброблюваним матеріалом у зоні різання.

У табл. 1.6 наведено розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I залежно від питомої продуктивності обробки $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$ та глибини шліфування t . Як видно, безрозмірний комплексний параметр I для значень $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$, що застосовують на практиці, приймає дуже малі значення, які, згідно табл. 1.5, відповідають значенням відношення $\theta/\theta_{max} < 0,1$. Отже, під час шліфування із-за високих значень максимальної температури різання $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ фактично неможливо повною мірою використати його потенційні можливості. Вони використовуються, у основному, лише у межах 10 %.

Таблиця 1.6 – Розрахункові значення безрозмірного комплексного параметру I

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

Таким чином, підвищити ефективність процесу шліфування та, й загалом, процесів механічної обробки, можна зменшенням умовного напруження різання σ та, відповідно, максимальної температури різання $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Підтвердженням отриманого теоретичного рішення є результати експериментальних досліджень енергоємності обробки (умовного напруження різання) для різних методів механічної обробки [87, 104, 156]. Так, встановлено, що під час лезової обробки енергоємність обробки значно менше, ніж під час шліфування. Це дозволяє зменшити максимальну температуру різання $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ до значень температури плавлення оброблюваних металів і нижче, забезпечуючи виконання на практиці умови $\theta/\theta_{max} \rightarrow 1$. У результаті відкриваються нові можливості суттєвого збільшення швидкості різання під час лезової обробки за умови одночасного забезпечення високої якості оброблюваних поверхонь деталей. Цим зумовлена ефективність застосування високошвидкісного різання сучасними різальними лезовими інструментами зі зносостійкими покриттями на високооберткових металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" [20, 21, 73, 95].

Слід зазначити, що значення відношення θ/θ_{max} , що розраховані для встановлених у табл. 1.5 значень безрозмірного комплексного параметру

$$I = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \text{ за залежностями (1.4), (1.6) та (1.57), відрізняються}$$

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

1.6. Експериментальне оцінювання максимальної температури різання, умовного напруження різання та енергоємності обробки

Заслуговує на особливу увагу аналіз параметру $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, що входить у залежність (1.53). Для розкриття його фізичної сутності скористаємося відомою залежністю для визначення кількості енергії, що витрачається на знімання одиниці об'єму матеріалу у процесі різання:

$$Q_{тепло} = c \cdot \rho \cdot \mathcal{G}_0 \cdot \theta. \quad (1.58)$$

За умови рівності роботи різання $A = N \cdot \tau$ та кількості енергії, що витрачається на знімання одиниці об'єму матеріалу у процесі різання $Q_{тепло} = c \cdot \rho \cdot \mathcal{G}_0 \cdot \theta$, тобто $A = Q_{тепло}$, відношення $Q_{тепло}/\mathcal{G}_0$ визначає енергоємність обробки $E = A/\mathcal{G}_0$. Тоді, виходячи із залежності (1.58), можна встановити залежність для визначення температури різання:

$$\theta = \frac{E}{c \cdot \rho}. \quad (1.59)$$

Із залежності (1.59) випливає, що в узагальненому вигляді температура різання θ пропорційна енергоємності обробки E . Енергоємність обробки E можна аналітично виразити:

$$E = \frac{A}{\mathcal{G}_0} = \frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V}{S_{зріз} \cdot V} = \frac{P_z}{S_{зріз}} = \sigma, \quad (1.60)$$

де $A = N \cdot \tau$ – робота різання, Дж;

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

τ – час обробки, с;

$\mathcal{G}_0 = Q \cdot \tau$ – одиниця об'єму матеріалу, що знімається, м³;

$Q = S_{зріз} \cdot V$ – продуктивність обробки, м³/с;

$S_{зріз}$ – площа поперечного перерізу зрізу, м².

Із цього випливає, що із фізичної точки зору енергоємність механічної обробки E визначається інтенсивністю силової напруженості процесу різання, тобто умовним напруженням різання σ . Причому ця закономірність справедлива для процесів шліфування та лезової обробки.

У табл. 1.7 [156] наведено експериментально встановлені значення енергоємності обробки E (енергії, що витрачається під час знімання металу із розмірністю [Дж/мм³]) для різних методів обробки металів різанням. Після підстановки цих значень у залежність (1.59), визначено температуру різання, що виникає під час обробки сталі 45, для якої $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.) (табл. 1.8). У табл. 1.8 також наведено значення умовного напруження різання $\sigma = E$ із розмірністю [Н/мм²].

Таблиця 1.7 – Характеристика типових операцій механічної обробки металів різанням

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

Таблиця 1.8 – Значення фізичних параметрів типових операцій механічної обробки металів різанням

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

Як впливає із табл. 1.8, температура різання за винятком процесів лезової обробки приймає значення, які значно перевищують температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Це пов'язано із тим, що все тепло, що виділяється у процесі різання, концентрується лише у об'ємі матеріалу \mathcal{Q}_0 , що видаляється із оброблюваної деталі. За визначенням, виходячи із залежності (1.58), у поверхневий шар оброблюваної деталі, ріжучий інструмент та мастильно-охолоджувальну рідину тепло не надходить. У цьому випадку матеріал об'ємом \mathcal{Q}_0 , що видаляється у процесі різання, може нагріватися до температури, достатньої для його термічного руйнування (випаровування). Насправді, у процесі різання частина тепла надходить у поверхневий шар оброблюваної деталі, різальний інструмент, мастильно-охолоджувальну рідину тощо. Тому фактично температура різання набуває значно менших значень – у межах температури плавлення оброблюваного матеріалу. Отже, температура різання, що розглядається, є максимальною температурою різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Однак вона не проявляється у процесі різання, оскільки є умовною величиною, що визначає потенційні (теплофізичні та енергетичні) можливості процесу різання. Разом із тим, знання максимальної температури різання, що визначається залежністю (1.59), має велике наукове та практичне значення для розуміння сутності теплових явищ, що виникають у процесі різання. Очевидно, чим більше максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ і чим значніше вона перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу, тим менше коефіцієнт корисної дії процесу різання, оскільки при цьому використовується лише невелика частина теплового балансу процесу різання.

Ідеальним слід розглядати тепловий баланс процесу різання, за яким все тепло, що виникає у процесі різання, витрачається лише на нагрівання об'єму матеріалу \mathcal{Q}_0 , що видаляється у процесі різання. Тому в реальних умовах механічної обробки необхідно прагнути до того, щоб максимальна температура різання не перевищувала температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Це буде відповідати 100 % використання теплового балансу процесу різання. У іншому випадку буде використовуватися лише його дуже незначна частина.

Особливо це стосується процесів шліфування, для яких, як показано у табл. 1.8, максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ перевищує температуру плавлення оброблюваного металу більш ніж у 10 разів. В умовах лезової обробки максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ значно менше, хоча теж може перевищувати температуру плавлення оброблюваного

металу. Тому перехід від процесів шліфування, наприклад, до процесів точіння дозволяє до 20 разів зменшити умовне напруження різання σ (енергоємність обробки) і, відповідно, у таку кількість разів зменшити максимальну температуру різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Це призводить до зменшення максимальної температури різання до значення, яке може бути менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, що дозволяє використати до 100 % теплового балансу процесу різання. У цьому випадку температура різання не є обмежуючим чинником збільшення швидкості різання V із точки зору забезпечення високої якості обробки, що виключає утворення на поверхнях оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Однак, можуть мати обмеження із точки зору зниження зносостійкості різального інструменту у зв'язку зі збільшенням температури різання. Тому необхідно застосовувати інструментальні матеріали, що мають високу твердість в умовах підвищених температур різання [113].

Ефект зменшення параметрів σ і $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ під час точіння досягається внаслідок того, що процес точіння здійснюється зі значно більшими товщинами зрізу порівняно зі шліфуванням. Крім того, під час шліфування відбувається інтенсивне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, а це призводить до значного підвищення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Тому зниження інтенсивності тертя у процесі шліфування та забезпечення високої ріжучої здатності круга є важливим чинником зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Це досягається, наприклад, в умовах шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею [120, 137, 162], під час якого відбувається, свого роду, інтенсивна механічне правлення круга і забезпечується його висока ріжуча здатність протягом усього часу обробки. У результаті зменшується енергоємність обробки та температура різання. При цьому періодичність контактів робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю також сприяє зниженню температури різання. У цих умовах працездатними стають навіть абразивні круги, які в умовах звичайного шліфування (суцільними кругами) неспроможні здійснювати знімання оброблюваного матеріалу, тобто були непрацездатні.

Таким чином показано, що максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ повною мірою залежить від умовного напруження різання σ , яке в умовах механічної обробки є похідним параметром енергоємності обробки E .

Важливою умовою зниження умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) шляхом зниження інтенсивності тертя у зоні обробки слід розглядати застосування ефективних методів механічного та електрофізичного правлення абразивних та алмазних кругів, застосування імпрегнованих (термооброблених) абразивних кругів та високопористих кругів, ефективних технологічних середовищ тощо [34, 102, 162].

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

1.7. Експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень для процесів шліфування

Для оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень важливо провести порівняння розрахункових та експериментальних значень параметрів теплового процесу θ , θ_{max} , θ/θ_{max} та l_2 . Для цього слід скористатися результатами експериментальних досліджень параметрів теплового процесу під час плоского шліфування сплаву ЖС6К ($a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3,73 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 16,6$ Дж/(м·с·град), $c \cdot \rho = 4,46 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град)) із режимом різання: $V_{dem} = 0,1$ м/с; $t = 0,02$ мм; $R_{кр} = 0,1$ м (рис. 1.13 [166]).

Як видно із рис. 1.13, за умови досягнення певної глибини проникнення тепла у поверхневий шар деталі, що визначається параметром l_2 , температура приймає найменше значення та у подальшому залишається незмінною. Для розрахунку параметру l_2 за залежністю (1.56) необхідно знати відношення θ/θ_{max} , яке визначається за залежністю (1.53), у якій $V_{риз} = t/\tau$, де $\tau = l/V_{dem}$ – час контакту круга із оброблюваною деталлю, с; $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

У результаті розрахунків за залежністю (1.53) із урахуванням $\tau = 0,02$ с встановлено: $\theta/\theta_{max} = 0,095$ [91]. Відповідно, за залежністю (1.53) отримано: $l_2 = 0,354$ мм.

На рис. 1.14 графічно показано визначені значення параметрів теплового процесу під час шліфування.

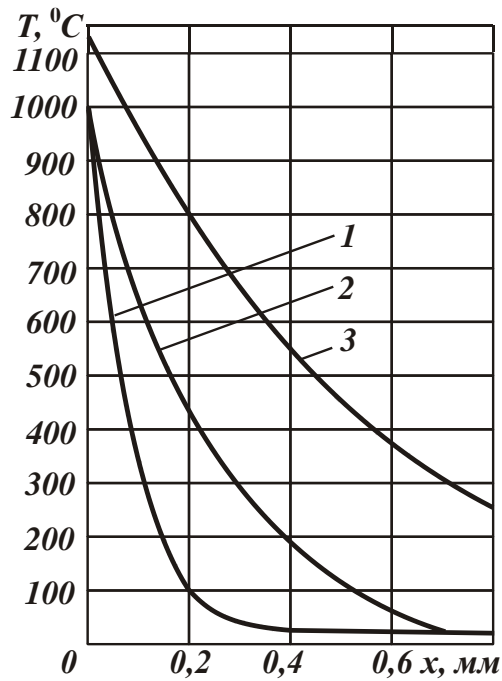


Рисунок 1.13 – Температурне поле деталі із сплаву ЖС6К при різному тепловому стані зони контакту: 1 – із охолодженням; 2 – без охолодження; 3 – із попереднім підігрівом на 100 °С [166]

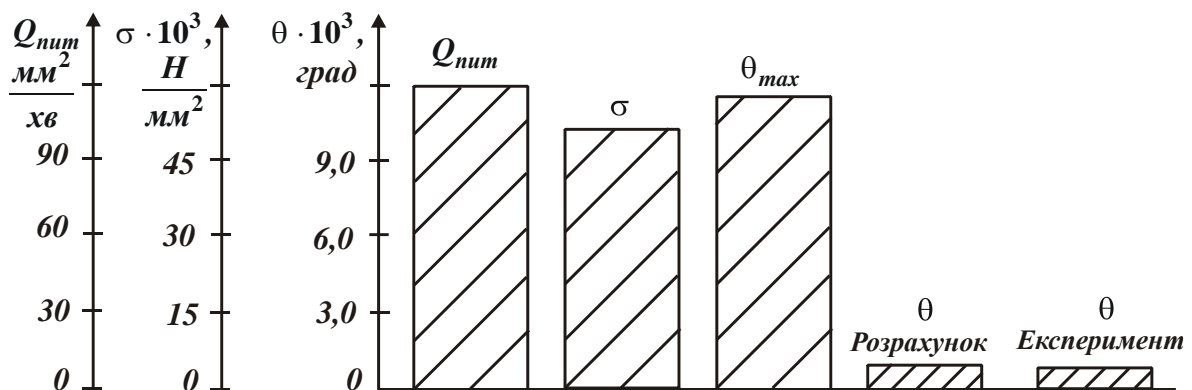


Рисунок 1.14 – Значення параметрів теплового процесу в умовах плоского шліфування сплаву ЖС6К

Для визначення температури різання θ за залежністю $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ необхідно знати щільність теплового потоку q . У роботі [166] наведено графіки експериментальних значень щільності теплового потоку q для розглянутих умов обробки ($V_{дет} = 0,1$ м/с; $t = 0,02$ мм; $R_{кр} = 0,1$ м), звідки встановлено $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м². Після підстановки цих значень у залежність $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ отримано: $\theta = 1109$ °С. Це значення температури різання θ на 11 % перевищує

експериментальне значення $\theta=1000$ °С (рис. 1.14), що цілком прийнятно для практичних розрахунків та вказує на достовірність теоретичного рішення.

Максимальна температура різання θ_{max} за умови $\theta/\theta_{max}=0,095$ дорівнює $\theta_{max}=11673,7$ °С. Отже, максимальна температура різання θ_{max} значно перевищує температуру плавлення оброблюваного металу. Тому питому продуктивність обробки Q_{num} можна збільшувати лише у межах збільшення температури різання θ до температури плавлення оброблюваного металу, яке відповідає значенню $Q_{num}=V_{dem}\cdot t=0,1\cdot 10^3$ мм/с \cdot 0,02 мм = 120 мм²/хв. Для визначення максимальної температури різання θ_{max} слід скористатися залежністю $\theta_{max}=\sigma/(c\cdot\rho)$. Знаючи експериментальне значення щільності теплового потоку $q=52\cdot 10^6$ Вт/м², із урахуванням потужності шліфування $N=\sigma\cdot Q$ та продуктивності обробки $Q=B\cdot V_{dem}\cdot t$ (де B – ширина шліфування, м) можна аналітично визначити q та умовне напруження різання σ :

$$q = \frac{N}{B\cdot l} = \frac{\sigma\cdot Q}{B\cdot l} = \frac{\sigma\cdot V_{dem}\cdot t}{l},$$

звідки

$$\sigma = \frac{q\cdot l}{V_{dem}\cdot t}. \quad (1.61)$$

Розрахунками встановлено (розмірність довжини – мм):

$$\sigma = \frac{52\cdot 10^3 \cdot \sqrt{2\cdot 0,02\cdot 100}}{0,1\cdot 10^3 \cdot 0,02} = 52\cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2.$$

Як видно, умовне напруження різання σ приймає надзвичайно велике значення, що пов'язано із інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом (рис. 1.14).

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

Таким чином встановлено, що наведені у роботі [166] умови шліфування дозволяють використати лише 9,5 % теплового балансу процесу шліфування, який визначається, переважно, енергією тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Енергія процесу "чистого" різання складає незначний відсоток у тепловому балансі процесу шліфування. Тому подальше збільшен-

ня продуктивності обробки шляхом збільшення швидкості деталі V_{det} або глибини шліфування t приведе до збільшення температури різання θ і появи на оброблюваній поверхні температурних дефектів.

Параметр l_2 також можна визначити за спрощеною залежністю (1.38): $l_2 = \sqrt{(2 \cdot \lambda \cdot \tau) / (c \cdot \rho)}$. Із урахуванням $\tau = 0,02$ с встановлено: $l_2 = 0,386$ мм. Це значення параметра l_2 несуттєво відрізняється від раніше встановленого іншим методом значення $l_2 = 0,354$ мм. Також розраховані за залежностями (1.53) і $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ значення температури різання θ відрізняються несуттєво від експериментально встановленого значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.13). Це вказує на достовірність отриманих аналітичних залежностей. Таким чином встановлено, що розрахунки температури різання θ можна виконувати за двома методами: на основі експериментальних значень щільності теплового потоку q та умовного напруження різання σ , оскільки в обох випадках отримано фактично однакові значення температури різання θ .

Для більш повного аналізу наведеного у роботі теоретичного рішення важливо провести його оцінювання за результатами досліджень температури різання в умовах плоского шліфування, які отримані професором Якимовим О. В. [162]. Вихідні дані для розрахунку: оброблюваний матеріал – сталь 12Н2Н4А ($a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 16,6$ Дж/(м·с·град), $c \cdot \rho = 5,57 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град). Режим різання: $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{det} = 0,21$ м/с; $t = 0,04$ мм; $R_{кр} = 0,1$ м; $Q_{num} = V_{det} \cdot t = 0,21 \cdot 10^3$ мм/с · 0,04 мм = 504 мм²/хв. Щільність теплового потоку $q = 57 \cdot 10^6$ Вт/м². За цими даними професор Якимов О. В. розрахунками (із урахуванням поправочних коефіцієнтів) встановив, що температура різання дорівнює 876 °С. Це значення температури різання погодиться зі встановленим експериментальним значенням.

Розрахунками параметрів теплового процесу під час плоского шліфування за залежністю (1.53) встановлено: $\theta / \theta_{max} = 0,25$. Умовне напруження різання σ , виходячи із залежності (1.15), дорівнює: $\sigma = 19193$ Н/мм². Тоді $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 3446$ °С.

Відповідно, температура різання $\theta = 0,25 \cdot \theta_{max} = 862$ °С.

Порівнюючи це значення зі значенням, встановленим професором Якимовим О. В. (яке дорівнює 876 °С), видно, що вони несуттєво відрізняються (у межах 2 %). Це вказує на достовірність отриманого у даній роботі теоретичного рішення, що аналітично описується залежністю (1.53). На рис. 1.15 гра-

фічно показано встановлені значення параметрів теплового процесу під час шліфування.

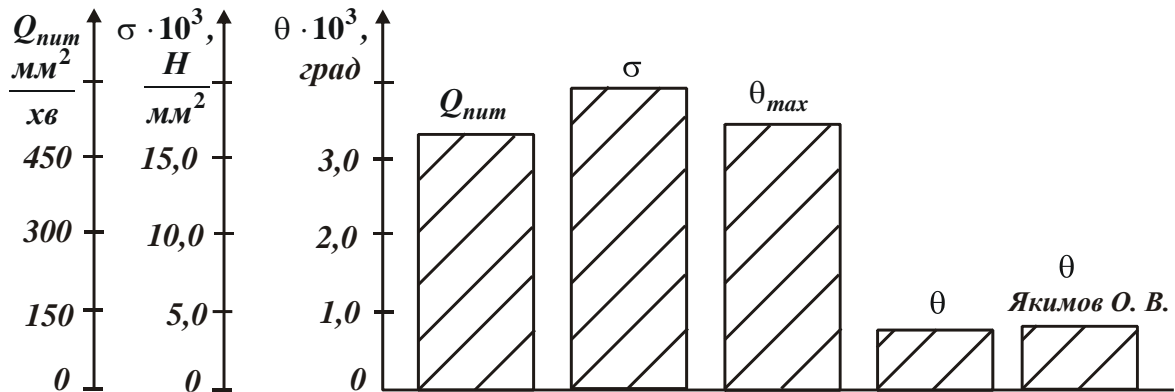


Рисунок 1.15 – Значення параметрів теплового процесу під час плоского шліфування сталі 12Н2Н4А

Для оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень також було проведено порівняння розрахункових та експериментальних значень параметрів теплового процесу θ , θ_{max} , θ/θ_{max} та l_2 на операції плоского шліфування на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Л723АФ2И абразивним кругом ПП450×80×203 64С 40СМ деталі зі сталі 3 із режимом різання: глибина шліфування $t = 0,01$ мм; швидкість деталі $V_{дет} = 15$ м/хв; поперечна подача за подвійний хід круга – 25 мм, швидкість круга $V_{кр} = 35$ м/с [107]. Експериментально встановлено, що ефективна потужність різання $N = 1,4$ кВт, а продуктивність обробки $Q = 3750$ мм³/хв (рис. 1.16). Тоді енергоємність обробки дорівнює $E = N/Q = 22,4$ Дж/мм³, а умовне напруження різання $\sigma = 22400$ Н/мм². Як видно, умовне напруження різання σ багаторазово перевищує межі міцності на стиск і зсув оброблюваного матеріалу. Це показує, що основну частину енергетичного балансу шліфування складає енергія, що витрачається на подолання сили тертя, яка виникає під час шліфування. Енергія "чистого" різання у цьому випадку незначна, що приводить до збільшення температури різання.

Для визначення температури різання θ використано аналітичну залежність (1.55). Для аналізу теплової напруженості шліфування проведено оцінювання максимальної температури різання за залежністю $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Теплофізичні властивості оброблюваного матеріалу – сталі 3: $c \cdot \rho = 4,93 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\lambda = 40,8$ Дж/(м·с·град). Розрахунками встановлено

$\theta_{max} = 4544 \text{ }^\circ\text{C}$, тобто максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ значно перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Із залежності (1.55) встановлено відношення $\theta / \theta_{max} = 0,055$. Для значення $\theta_{max} = 4544 \text{ }^\circ\text{C}$ отримано: $\theta = 250 \text{ }^\circ\text{C}$.

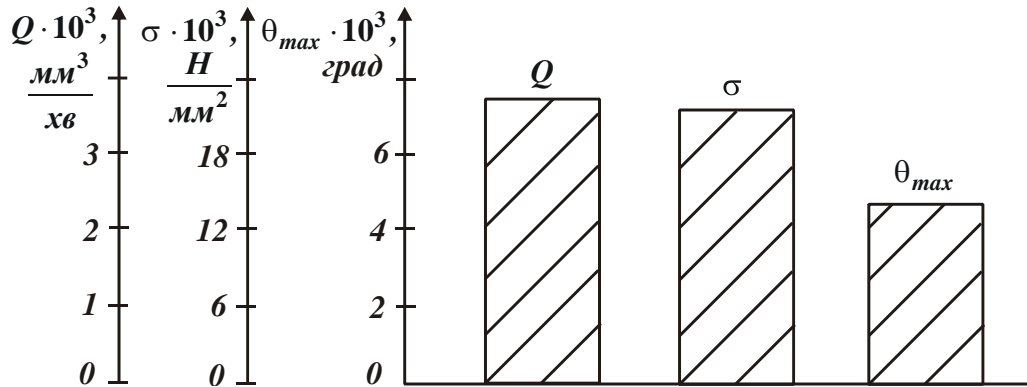


Рисунок 1.16 – Значення параметрів Q , σ і θ_{max} при плоскому шліфуванні деталі зі сталі 3

Для значень $t = 0,02 \text{ мм}$ і $t = 0,03 \text{ мм}$ розрахункові значення θ / θ_{max} і θ , відповідно, дорівнюють: 0,08; 0,12 і $\theta = 363,5 \text{ }^\circ\text{C}$; $\theta = 545 \text{ }^\circ\text{C}$ (рис. 1.17).

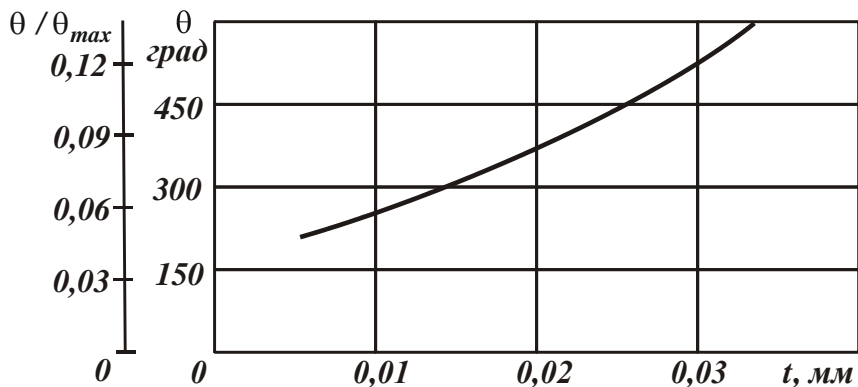


Рисунок 1.17 – Залежність температури різання θ та відношення θ / θ_{max} від глибини шліфування t

У цьому випадку отримані відносно невеликі значення температури різання θ обумовлені незначною продуктивністю обробки, а також тим, що використовується лише до 12 % теплового балансу шліфування. Зі збільшенням продуктивності обробки температура різання θ може досягти рівня температури плавлення оброблюваного матеріалу. Тому для забезпечення більш

високої продуктивності та зниження енергоємності обробки E (умовного напруження різання σ) доцільно перейти від процесів шліфування до процесів лезової обробки.

1.8. Експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень для процесів лезової обробки

Для оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень було проведено комплекс експериментальних досліджень енергоємності, умовного напруження різання, температури різання та умов підвищення продуктивності й якості для різних методів лезової обробки складнопрофільної формуючої оснастки для харчової промисловості у ТОВ "Імперія металів" (м. Харків) [107]. При цьому застосували сучасні збірні лезові твердосплавні та керамічні різальні інструменти зі зносостійкими покриттями (закордонного виробництва) і сучасні високообертові металорізальні верстати із ЧПУ типу "оброблювальний центр".

Проведено експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень для процесу розточування отворів $\varnothing 25$ мм у деталі зі сталі 3. Обробку здійснили на сучасному верстаті QUASER MV204P із ЧПУ FANUC 31iB із застосуванням розточувальної головки TRM 50 із додатковим її балансуванням. Різальний інструмент оснащено змінною багатогранною пластиною TPGX09020LDC100T, виготовленою із кермету зі зносостійким покриттям TiN. Режим різання: швидкість різання $V=157$ м/хв; глибина різання $t=0,1$ мм; подача $S=0,03$ мм/об.; частота обертання $n = 2000$ об./хв. Продуктивність обробки $Q = V \cdot t \cdot S = 471$ мм³/хв. (рис. 1.18). Як видно, у даному випадку номінальна (задана) продуктивність обробки менше ніж під час шліфування. Експериментально встановлено $N=22$ Вт. Тоді $\sigma = N / Q = 2,8 \cdot 10^3$ Н/мм², що значно менше, ніж під час шліфування.

Максимальна температура різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ із урахуванням значення $c \cdot \rho = 4,93 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град) для сталі 3 дорівнює $\theta_{max} = 568$ °С. Як видно, отримане значення θ_{max} значно менше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Відповідно, температура різання θ приймає ще менше значення. За даних умов різання $\theta / \theta_{max} = 0,75$. Тоді $\theta = 426$ °С. Це вказує на можливість суттєвого зменшення теплової та силової напруженостей механічної обробки, забезпечення високої якості оброблюваної поверхні шля-

хом зменшення умовного напруження різання майже до межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу – сталі 3.

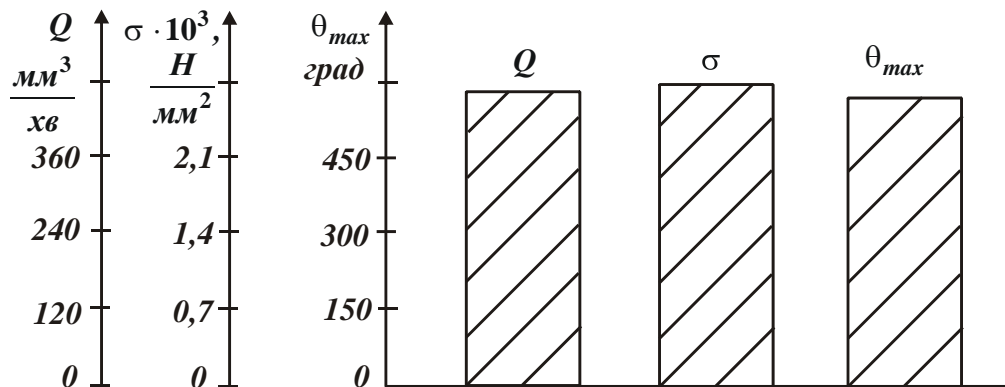


Рисунок 1.18 – Значення параметрів Q , σ і θ_{max} , які отримано під час розточування отворів

Таким чином, застосування на операції розточування отворів сучасного лезового інструмента зі змінною багатогранною пластиною, виготовленою із кермету зі зносостійким покриттям TiN (закордонного виробництва), дозволяє значно підвищити ефективність обробки. Це також вказує на те, що доцільно на фінішних операціях обробки отворів перейти від традиційної технології внутрішнього шліфування до технологій високошвидкісного розточування сучасними різальними лезовими інструментами закордонного виробництва. У цьому випадку з'являється можливість суттєвого підвищення продуктивності обробки фактично без збільшення температури різання θ , оскільки вона незначно відрізняється від максимальної температури різання θ_{max} (рис. 1.19).

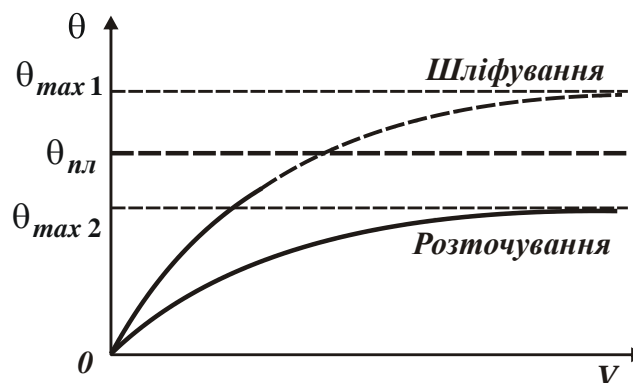


Рисунок 1.19 – Залежність температури різання θ від швидкості різання V

В умовах шліфування цього домогтися неможливо, оскільки відношення $\theta/\theta_{max} \ll 1$. Тому зі збільшенням продуктивності обробки буде збільшуватися й температура різання, однак тільки до значення температури плавлення оброблюваного матеріалу. Обмеженням збільшення продуктивності обробки в умовах точіння може бути лише задана точність обробки. Виконати цю умову шляхом застосування традиційних технологій лезової обробки надто складно.

Для оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень проведено порівняння розрахункових та експериментальних значень параметрів теплового процесу θ , θ_{max} , θ/θ_{max} та l_2 на операції точіння деталі "вал", виготовленої із латуні ЛС59, на сучасному верстаті TAKISAWA NEX-910. Для латуні ЛС59: $c \cdot \rho = 3,23 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); коефіцієнт температуропровідності – $a = 32,5 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Режим різання: $V = 175$ м/хв; $t = 1,5$ мм; $S = 0,6$ мм/об. Продуктивність обробки $Q = V \cdot t \cdot S = 157,5 \cdot 10^3$ мм³/хв. (рис. 1.20).

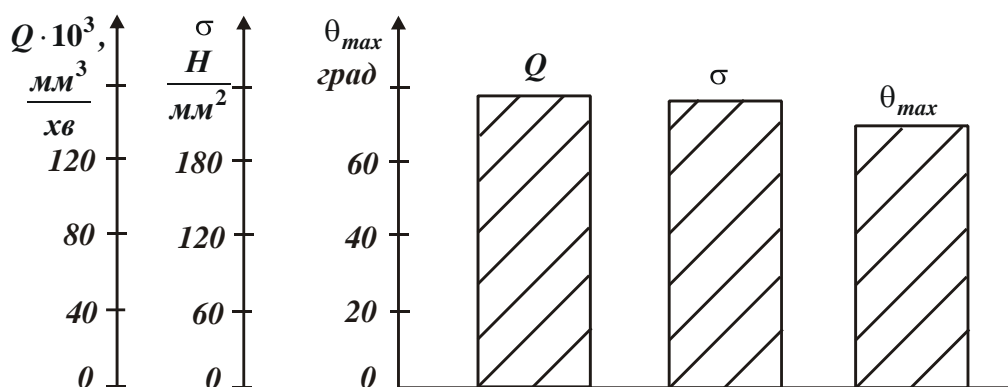


Рисунок 1.20 – Значення параметрів Q , σ і θ_{max} , які отримано під час точіння деталі "вал"

Експериментально встановлено, що $N = 600$ Вт. Відповідно, енергоємність обробки (питома робота різання) дорівнює: $E = N/Q = 0,228$ Дж/мм³, а умовне напруження різання $\sigma = 228$ Н/мм². Отже операція точіння характеризується невеликою енергоємністю обробки, а умовне напруження різання лише незначно перевищує межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу. Цим показано, що основну частину енергетичного балансу точіння складає енергія "чистого" різання, яка більше енергії, що витрачається на подолання сил тертя у зоні різання.

Розрахунками встановлено, що максимальна температура різання у цьому випадку дорівнює $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 71$ °С. Відповідно, $\theta/\theta_{max} \approx 1$;

$\theta \approx 70$ °С. Ці значення θ_{max} і θ значно менше температури плавлення оброблюваного матеріалу (латуні ЛС59), яка дорівнює 900 °С. Це є ще одним підтвердженням того, що у енергетичному балансі обробки лезовим інструментом переважає енергія "чистого" різання над енергією тертя, яке виникає у зоні різання.

Таким чином встановлено, що на операції точіння сучасним різальним інструментом можна суттєво підвищити продуктивність та зменшити енергоємність обробки (умовне напруження різання σ) і температуру різання порівняно із операцією шліфування. При цьому температура різання θ може досягати значення максимальної температури різання θ_{max} (рис. 1.19), чого неможливо досягти під час шліфування. Це дозволяє значно збільшити продуктивність обробки фактично без збільшення температури різання, яка може досягати значення максимальної температури різання θ_{max} , що значно менше температури плавлення оброблюваного матеріалу.

У роботі також проведено експериментальні дослідження операції фрезування деталі – фільєра макаронна "мушля", виготовленої із латуні ЛС59, на сучасному верстаті FANUC ROBODRILL α -D21iB. Інструмент – твердосплавна мікрофреза LNE0808, $D=0,8$ мм. Для латуні ЛС59: $c \cdot \rho = 3,23 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $a = 32,5 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Режим різання: $V = 50$ м/хв; $n = 20000$ об./хв.; $t = 0,2$ мм; $S = 1200$ мм/хв.; ширина фрезування дорівнює діаметру мікрофрези $D = 0,8$ мм. Продуктивність обробки $Q = D \cdot t \cdot S = 192$ мм³/хв. (рис. 1.21). Експериментально встановлено, що $N=3$ Вт. Відповідно, енергоємність обробки дорівнює: $E = N/Q = 0,937$ Дж/мм³, а умовне напруження різання $\sigma = 937$ Н/мм².

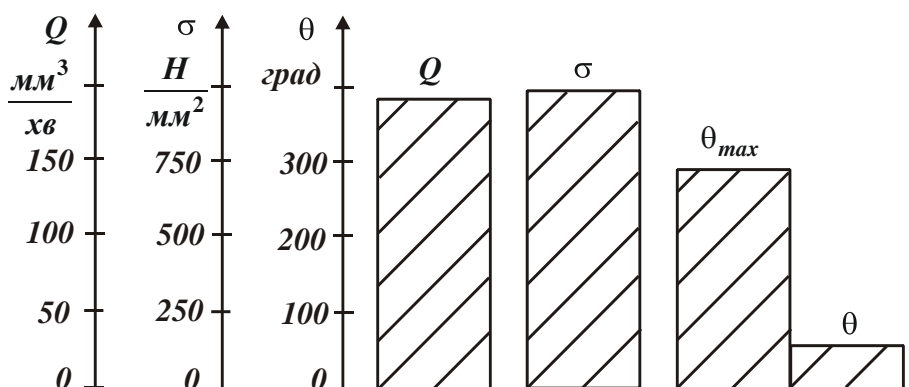


Рисунок 1.21 – Значення параметрів Q , σ , θ_{max} і θ , які отримано під час фрезування деталі – фільєра макаронна "мушля"

Таким чином, умовне напруження різання незначно перевищує межу міцності на стиск оброблюваного матеріалу, тобто основну частину енергетичного балансу процесу фрезування складає енергія "чистого" різання. Розрахунками встановлено, що $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 290 \text{ } ^\circ\text{C}$; $\theta / \theta_{max} = 0,2$. Відповідно, $\theta = 58 \text{ } ^\circ\text{C}$. Як видно, температура різання процесу фрезування деталі, виготовленої із латуні ЛС59, значно вище, ніж процесу розточування. Це пов'язано із підвищенням інтенсивності тертя у зоні різання. Тому для зменшення температури різання процесу фрезування необхідно застосовувати охолоджувальну рідину. У результаті проведених теоретичних та експериментальних досліджень встановлено, що застосування нових розроблених технологій лезової обробки дозволяє суттєво (до 10 разів) підвищити продуктивність і приблизно у стільки ж разів зменшити трудомісткість обробки за умови одночасного підвищення якості оброблюваних поверхонь завдяки суттєвому зменшенню максимальної температури різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$.

Висновки

1. На основі проведеного аналізу відомих рішень класичного диференціального рівняння теплопровідності матеріалу за умов шліфування встановлено, що глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі не має кінцевого значення, а це не відповідає реальним умовам обробки та не дозволяє достатньо правильно оцінити параметри теплового процесу, встановити зв'язок між температурою різання й товщиною поверхневого дефектного шару оброблюваного матеріалу та ін. Все це вказує на необхідність розроблення нового спрощеного теоретичного підходу до розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування, що дозволяє цілком однозначно визначити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі та встановити її зв'язок із температурою різання, а також науково обгрунтовано підійти до вибору оптимальних умов обробки із урахуванням температурного чинника. У зв'язку із цим, у роботі поставлено завдання подальшого розвитку відомого теоретичного підходу до визначення температури різання та інших параметрів теплового процесу під час шліфування, розробленого професором Якимовим О. В., у якому розглядається баланс виникаючого тепла із урахуванням його нерівномірного розподілу в стружках, що утворюються, та оброблюваній деталі. Отримані на цій основі теоретичні рішення дозволять уточнити відомі теплофізичні рішення, привести у відповідність теорію й

практику шліфування та науково обґрунтовано підійти до визначення умов зменшення температури різання.

2. Розроблено нову математичну модель визначення температури різання під час шліфування. Основу математичної моделі становить отримане диференціальне рівняння балансу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і оброблювану деталь, із урахуванням переміщення теплового джерела вздовж адіабатичних нескінченно тонких стержнів, якими умовно представлено знімаємий припуск і які перерізаються у процесі шліфування. Рішення диференціального рівняння дозволило встановити принципово нову закономірність зміни температури різання під час шліфування. Доведено, що в міру переміщення теплового джерела вздовж адіабатичного стержня (внаслідок його перерізання) температура різання безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до значення максимальної температури різання, яка визначається відношенням умовного напруження різання до питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу. При цьому глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі також приймає кінцеве значення, що відповідає реальним умовам обробки та дозволяє достатньо правильно оцінювати параметри теплового процесу. Отримане теоретичне рішення відрізняється від відомого рішення, отриманого без урахування перерізання адіабатичного стержня під час шліфування і, відповідно, переміщення теплового джерела вглиб адіабатичного стержня, за яким із часом дії теплового джерела температура різання необмежено збільшується.

3. Для спрощення розрахунків основних параметрів теплового процесу під час шліфування введено новий параметр – відносну величину температури різання, що дорівнює відношенню температури різання під час шліфування до її граничного значення, що досягається у результаті стабілізації температури різання в часі. Даний параметр змінюється у межах $0 \dots 1$, входить у всі розрахункові залежності та дозволяє цілком однозначно оцінювати закономірності протікання теплових процесів під час шліфування, а також під час застосування інших методів механічної обробки.

4. Показано, що максимальна температура різання може перевищувати температуру плавлення оброблюваного матеріалу, тому її у цьому випадку неможливо досягти у реальному процесі різання – необхідно зменшувати продуктивність обробки для забезпечення потрібної температури різання. Особливо це відноситься до процесів шліфування, які характеризуються підвищеними значеннями умовного напруження різання порівняно із процесами лезової обробки, у результаті чого максимальна температура різання може

багаторазово перевищувати температуру плавлення оброблюваного матеріалу. У цьому випадку необхідно значно зменшувати продуктивність обробки, що має місце на практиці. Так, на основі експериментальних даних встановлено, що відношення температури різання, яка досягається під час шліфування, до максимальної температури різання не перевищує значення 0,1, тобто у процесі шліфування незначно використовуються його потенційні технологічні можливості. Встановлено також, що відношення температури різання, яка досягається під час лезової обробки, до максимальної температури різання може досягати значення 1,0. Це дозволяє суттєво підвищити продуктивність обробки та забезпечити високу якість оброблених поверхонь. Тому максимальну температуру різання слід розглядати новим універсальним технологічним параметром обробки, що визначає його потенційні можливості та дозволяє порівнювати різні методи механічної обробки за температурним критерієм й вибирати найбільш ефективні з них.

5. У роботі теоретично та експериментально обґрунтовано можливість суттєвого збільшення продуктивності обробки без перевищення максимальною температурою різання температури плавлення оброблюваного матеріалу та погіршення якості обробленої поверхні в умовах лезової обробки складнопрофільної формуючої оснастки для харчової промисловості. Доведено, що в умовах точіння, що характеризується більш низькою силовою напруженістю різання порівняно із шліфуванням, можна реалізувати тепловий процес, що встановився у часі, із більшою продуктивністю обробки і меншою температурою поверхневого шару обробленої деталі. Це вказує на значні технологічні можливості фінішної лезової обробки.

6. Встановлено, що основною умовою зменшення температури різання під час механічної обробки є зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки), в першу чергу, завдяки зменшенню інтенсивності тертям ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом. Особливо це відноситься до процесів шліфування, які характеризуються інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тому можливості підвищення продуктивності за умов забезпечення високої якості обробки під час шліфування у результаті достатньо високих значень температури різання дуже обмежені. У цьому випадку потрібно застосовувати сучасні технології високошвидкісної лезової обробки на високооберткових металорізальних верстатах із ЧПУ типу "оброблювальний центр", які характеризуються надзвичайно високими технологічними можливостями.

Розділ 2

Уточнені теоретичні підходи до розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування

2.1. Чисельний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування

Отримане теоретичне рішення (1.57) щодо визначення температури різання під час шліфування є принципово новим, відмінним від відомих аналогічних рішень, і тому вимагає його більш глибокого аналізу, перевірки правильності отримання, а можливо, й уточнення на основі застосування інших методів розрахунку. Для цього доцільно розробити, у першу чергу, чисельний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування із урахуванням перерізання адіабатичних стержнів шліфувальним кругом, а потім на його основі розробити новий уточнений аналітичний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час лезової обробки. Це дозволить всебічно оцінити достовірність розглянутого вище теоретичного рішення та можливості його подальшого використання на практиці для визначення умов зменшення температури різання під час шліфування та лезової обробки.

У основу розрахунків покладено аналітичну залежність (1.38) для визначення глибини l_2 проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування за умови $\tau_2 = \tau$, тобто глибини проникнення тепла у розглянутий адіабатичний стержень (рис. 1.5).

Виходячи із наведеної залежності (1.38), параметр l_2 визначається лише однією змінною величиною – часом $\tau = \tau_2$ нагрівання адіабатичного стержня довжиною l_2 : чим він більше, тим більше параметр l_2 . Отже, чим більше тепла надходить у адіабатичний стержень, тим більше параметр l_2 і тим більше нагрівається адіабатичний стержень. Ця закономірність справедлива за умови дії теплового потоку q на нерухому торцеву поверхню адіабатичного стержня. Якщо ж розглядати рух теплового потоку q уздовж адіабатичного стержня із фіксованою швидкістю V_{piz} , яка визначається швидкістю перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом, то, без сумніву, закономірність формування параметра l_2 й температури різання при шліфуванні зміняться.

Суть зміни полягає у тому, що час τ , який входить у залежність (1.38), менше часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем (часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня). Цей час τ слід назвати часом нагріву адіабатичного стержня у процесі його перерізання. Очевидно, зменшення часу нагріву адіабатичного стержня призведе до зменшення параметра l_2 та, відповідно, температури різання під час шліфування. Тому знання закономірностей зміни цього часу τ має велике теоретичне та практичне значення, оскільки дозволить об'єктивно оцінити теплову напруженість процесу шліфування.

Для зручності аналізу безперервний рівномірний рух теплового джерела уздовж адіабатичного стержня зі швидкістю V_{piz} можна розглядати періодичним із кроком $V_{piz} \cdot d\tau$, де $d\tau$ – нескінченно малий час, с. Тоді за час $d\tau$ глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень визначиться:

$$l_{20} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau}. \quad (2.1)$$

У зв'язку із перерізанням частини адіабатичного стержня довжиною $V_{piz} \cdot d\tau$ глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень зменшиться на величину $V_{piz} \cdot d\tau$ й визначиться залежністю:

$$l_{21} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} - V_{piz} \cdot d\tau. \quad (2.2)$$

Із урахуванням того, що параметр l_2 , згідно залежності (1.38), визначається лише однієї змінною величиною τ , залежність (2.2) можна подати у вигляді:

$$l_{21} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_1}, \quad (2.3)$$

де τ_1 – час нагрівання адіабатичного стержня у процесі його перерізання на величину $V_{piz} \cdot d\tau$, с.

Після порівняння залежностей (2.2) і (2.3), отримано:

$$\tau_1 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} - V_{piz} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot (1 - \alpha)^2, \quad (2.4)$$

де $\alpha = \frac{V_{piz} \cdot d\tau}{l_{20}} < 1$.

Як видно, справедлива умова $\tau_1 < d\tau$, тобто внаслідок перерізання частини адіабатичного стержня довжиною $V_{piз} \cdot d\tau$ час нагрівання стержня зменшився, що, відповідно до залежності (2.3), призводить до зменшення параметру l_{2_1} :

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau \cdot (1 - \alpha)^2} = l_{2_0} \cdot (1 - \alpha). \quad (2.5)$$

У даному випадку глибину проникнення тепла у адіабатичний стержень l_{2_1} відраховано від точки дії теплового джерела, який переміщається уздовж адіабатичного стержня зі швидкістю $V_{piз}$.

Під час подальшого, другого кроку переміщення теплового джерела на величину $V_{piз} \cdot d\tau$, параметр l_{2_2} , аналогічно параметру l_{2_1} , визначиться:

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1) - V_{piз} \cdot d\tau}, \quad (2.6)$$

або із урахуванням часу τ_2 нагрівання адіабатичного стержня у процесі його перерізання на величину $2 \cdot V_{piз} \cdot d\tau$:

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_2}. \quad (2.7)$$

Після порівняння залежностей (2.6) і (2.7) встановлено:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1) - V_{piз} \cdot d\tau}. \quad (2.8)$$

Звідки

$$\tau_2 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1) - V_{piз} \cdot d\tau} \right)^2 \quad (2.9)$$

або

$$\tau_2 = d\tau \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_1}{d\tau} - \alpha} \right)^2. \quad (2.10)$$

Тоді із урахуванням залежності (2.4) маємо:

$$\tau_2 = d\tau \cdot \left(\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right)^2. \quad (2.11)$$

Очевидно, справедлива умова $\tau_2 > \tau_1$, тобто зі збільшенням довжини зрізаної частини адіабатичного стержня час його нагрівання зменшується. Тоді

$$l_{22} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau \cdot \left(\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right) = l_{20} \cdot \left(\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right). \quad (2.12)$$

Під час подальшого, третього кроку переміщення теплового джерела на величину $V_{piz} \cdot d\tau$, параметр l_{23} , аналогічно параметрам l_{21} і l_{22} , визначиться:

$$l_{23} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_2) - V_{piz} \cdot d\tau}; \quad (2.13)$$

$$l_{23} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_3}, \quad (2.14)$$

де τ_3 – час нагрівання адіабатичного стержня у процесі його перерізання на величину $3 \cdot V_{piz} \cdot d\tau$, с.

Після порівняння залежностей (2.13) і (2.14) отримано:

$$\tau_3 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_2) - V_{piz} \cdot d\tau} \right)^2 = d\tau \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_2}{d\tau}} - \alpha \right)^2. \quad (2.15)$$

Із урахуванням залежності (2.11) маємо:

$$\tau_3 = d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}^2. \quad (2.16)$$

Як видно, виконується умова $\tau_3 > \tau_2 > \tau_1$. Відповідно, параметр l_{23} визначається:

$$\begin{aligned} l_{23} &= \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\} = \\ &= l_{20} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \end{aligned} \quad (2.17)$$

Після порівняння залежностей (2.17), (2.12) і (2.5) видно, що справедлива умова $l_{23} > l_{22} > l_{21}$. Отже, зі збільшенням кількості кроків $V_{piz} \cdot d\tau$ глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень збільшується.

Під час подальшого, четвертого кроку переміщення теплового джерела на величину $V_{piz} \cdot d\tau$, параметр l_{24} визначається:

$$l_{24} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_3) - V_{piz} \cdot d\tau}, \quad (2.18)$$

або

$$l_{2_4} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_4, \quad (2.19)$$

де τ_4 – час нагрівання адіабатичного стержня у процесі його перерізання на величину $4 \cdot V_{piz} \cdot d\tau$, с.

Після порівняння залежностей (2.19) і (2.18) отримано:

$$\tau_4 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (d\tau + \tau_3) - V_{piz} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_3}{d\tau}} - \alpha \right)^2. \quad (2.20)$$

Після підстановки залежності (2.16) у залежність (2.20) маємо:

$$\tau_4 = d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + \left[1 + (1 - \alpha)^2 - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \quad (2.21)$$

Із залежностей (2.21), (2.16), (2.11) і (2.5) випливає умова: $\tau_4 > \tau_3 > \tau_2 > \tau_1$.

Після підстановки залежності (2.2) у залежність (2.19) отримано:

$$\begin{aligned} l_{2_4} &= \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + \left[1 + (1 - \alpha)^2 - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\} = \\ &= l_{2_0} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + \left[1 + (1 - \alpha)^2 - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \end{aligned} \quad (2.22)$$

Аналогічно визначено величину

$$l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_n = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (d\tau + \tau_{n-1}) - V_{piz} \cdot d\tau. \quad (2.23)$$

Розрахунками встановлено, що зі збільшенням кількості кроків n відношення l_{2_n} / l_{2_0} збільшується (табл. 2.1). Однак, як видно, закон зміни параметра l_{2_n} зі збільшенням кількості кроків n достатньо складний і виразити його простою аналітичною залежністю складно. Тому простіше визначити параметр l_{2_n} із використанням чисельного розрахунку на основі залежності (2.10), розглядаючи у ній замість кроку 2 крок n , а замість кроку 1 – крок $(n-1)$:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - \alpha \right)^2, \quad (2.24)$$

де τ_n, τ_{n-1} – час нагрівання адіабатичного стержня у процесі його пере-
різання, відповідно, на величини $n \cdot V_{piз} \cdot d\tau$ і $(n-1) \cdot V_{piз} \cdot d\tau$, с.

Таблиця 2.1 – Розрахункові значення відношення l_{2_n} / l_{2_0}

n	1	2	3	4	5	6	7
l_{2_n} / l_{2_0}	0,8	1,08	1,27	1,417	1,534	1,631	1,713

Із фізичної точки зору рівняння (2.24) відповідає рівнянню (2.23)

$$l_{2_n} = l_{2_{(n-1)}} + V_{piз} \cdot d\tau, \quad (2.25)$$

якщо розглядати його у вигляді:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_{n-1})} - \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = V_{piз} \cdot d\tau. \quad (2.26)$$

Після перетворень рівняння (2.26) набуває вигляду рівняння (2.24). Без-
розмірна величина α може змінюватися у межах: 0 ... 1.

У випадку $\alpha=0,2$ розрахункова залежність (2.24) набуває вигляду:

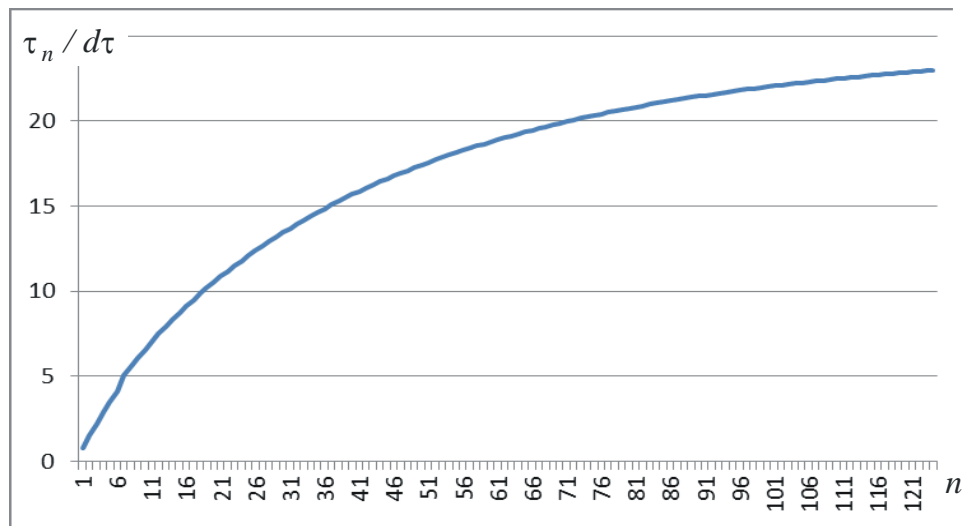
$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - 0,2 \right)^2. \quad (2.27)$$

Початкове значення $\tau_1 / d\tau$ визначається із залежності (2.4) і дорівнює
0,64. Виходячи із залежності (2.27), отримано $\tau_2 / d\tau = 1,1677$. Після підста-
новки у залежність (2.27) даного значення отримано: $\tau_3 / d\tau = 1,6187$.

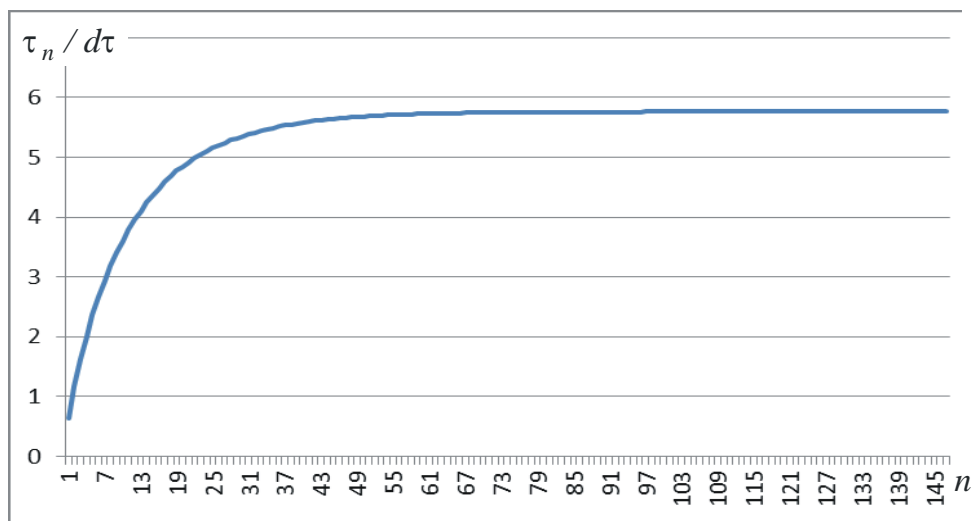
У табл. А.1, табл. А.2 (Додаток А) та на рис. 2.1, рис. 2.2 наведено роз-
рахункові значення $\tau_n / d\tau$ для випадків $\alpha=0,1$ і $\alpha=0,2$, які зі збільшенням
кількості кроків n безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись
до певних сталих (максимальних) значень. Для визначення значення τ_n необ-
хідно знати значення $d\tau$, яке можна встановити за залежністю $\alpha = \frac{V_{piз} \cdot d\tau}{l_{2_0}}$:

$$d\tau = \frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\alpha}{V_{piз}} \right)^2. \quad (2.28)$$

Приймаючи вихідні дані для шліфування сталі ШХ15: коефіцієнт тем-
пературопровідності $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $V_{piз} = 3,33$ мм/с; $\alpha=0,2$, отрима-
но: $d\tau = 0,0605$ с. Відповідно, для випадку $\alpha=0,1$ отримано: $d\tau = 0,0151$ с.



а



б

Рисунок 2.1 – Залежність $\tau_n/d\tau$ від n для $\alpha=0,1$ (а) та $\alpha=0,2$ (б)

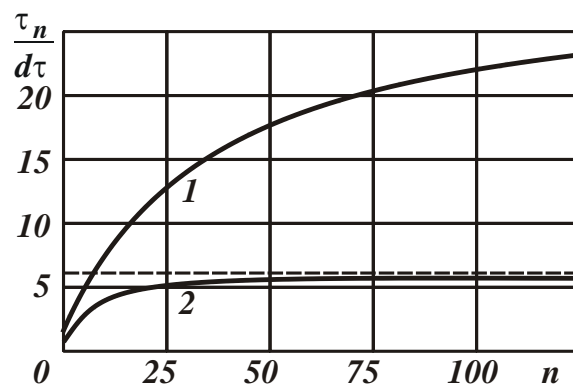
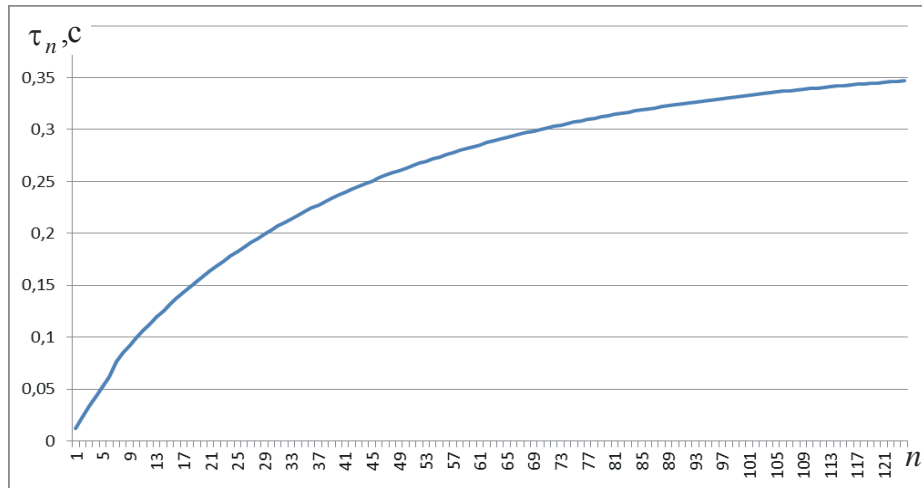


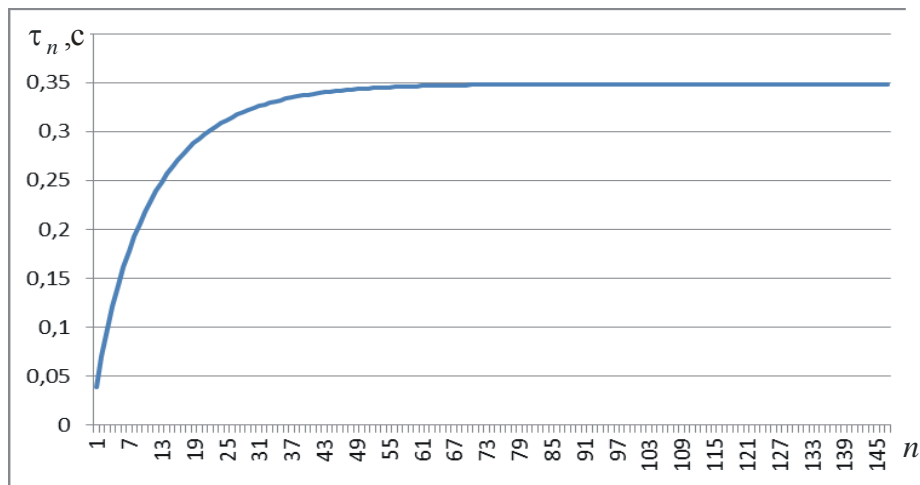
Рисунок 2.2 – Залежність $\tau_n/d\tau$ від n : 1 – $\alpha=0,1$; 2 – $\alpha=0,2$

У табл. А.3, табл. А.4 (Додаток А) та на рис. 2.3 наведено розрахункові значення τ_n для випадків $\alpha=0,1$ і $\alpha=0,2$, які отримано шляхом множення

значень $\tau_n/d\tau$ (наведених у табл. А.1, табл. А.2 та на рис. 2.1), відповідно, на значення $d\tau=0,0605$ с та $d\tau=0,0151$ с, із використанням програмного продукту Компас 3D. Як видно, розрахункові значення τ_n , аналогічні значенням $\tau_n/d\tau$, зі збільшенням кількості кроків n безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до певних сталих (максимальних) значень.



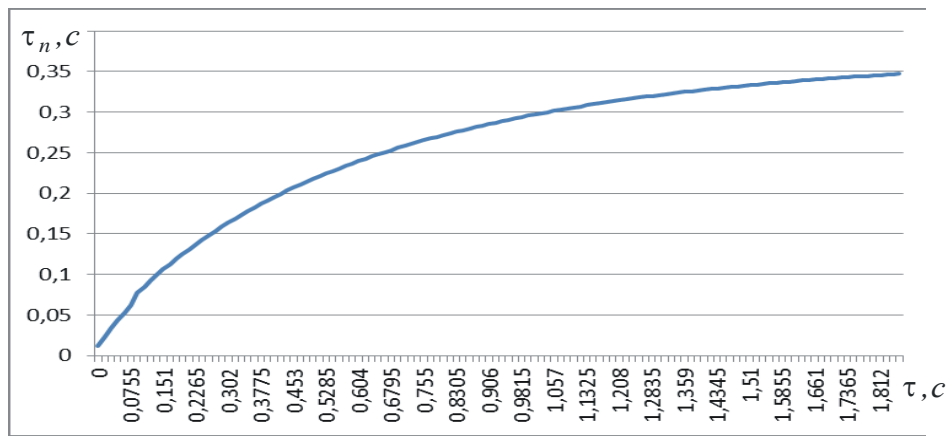
а



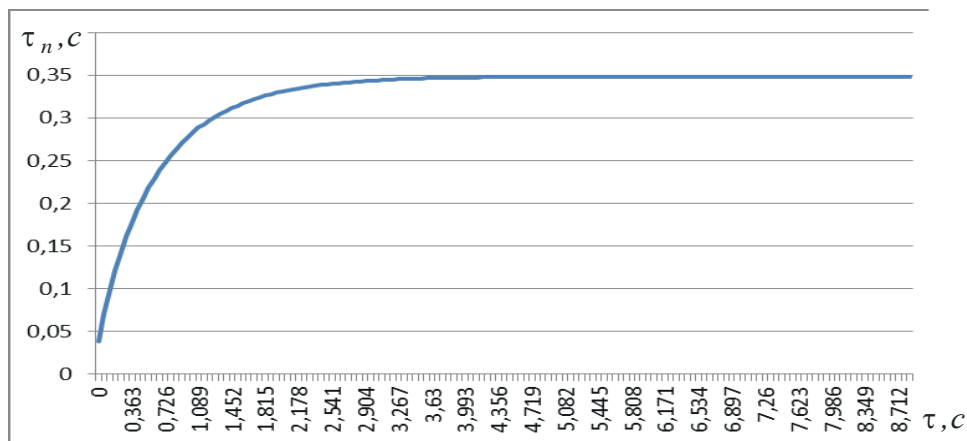
б

Рисунок 2.3 – Залежність τ_n від n для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

У табл. А.5, табл. А.6 (Додаток А) та на рис. 2.4 показано характер зміни часу нагріву адіабатичного стержня у процесі його перерізання τ_n від часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем (часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня) $\tau = n \cdot d\tau$. У цьому випадку зі збільшенням часу τ час τ_n змінюється аналогічно залежності τ_n від n (рис. 2.3).



а

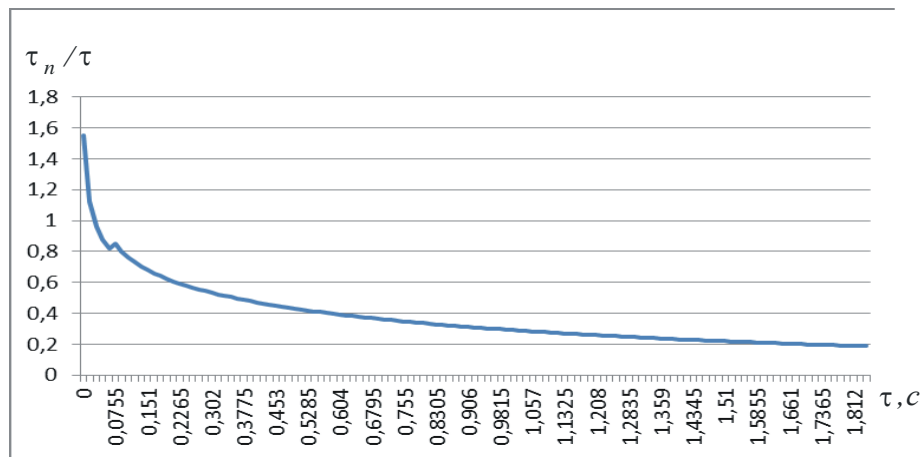


б

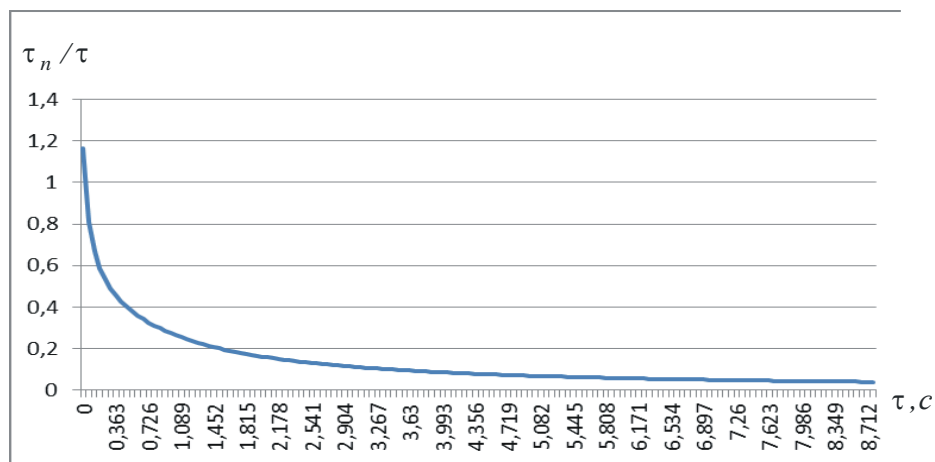
Рисунок 2.4 – Залежність τ_n від τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

У табл. А.7, табл. А.8 (Додаток А) та на рис. 2.5 наведено розрахункові значення відношення τ_n/τ залежно від часу τ : чим більше τ , тим менше відношення τ_n/τ . Причому, у випадку $\alpha = 0,2$ відношення τ_n/τ набуває менших значень, ніж у випадку $\alpha = 0,1$. Оскільки зменшення величини $d\tau$ дозволяє отримати більш точні значення τ_n і τ_n/τ , то, очевидно, випадок $\alpha = 0,1$ більш точно відображає закономірності зміни цих величин. Тому відношення τ_n/τ має зменшуватися до значення $\alpha = 0,2$ (рис. 2.5,а), а не до значення 0,02, як це впливає із рис. 2.5,б.

Таким чином, отриманий результат показує на те, що час нагрівання адіабатичного стержня може бути значно менше (до 10 разів) часу його контакту із шліфувальним кругом під час шліфування. Тому запропонований теоретичний підхід, заснований на урахуванні перерізання адіабатичних стержнів шліфувальним кругом у процесі шліфування, дозволяє уточнити відомі рішення [19, 162] й наблизити розрахункову схему шліфування до реальних умов обробки.



а



б

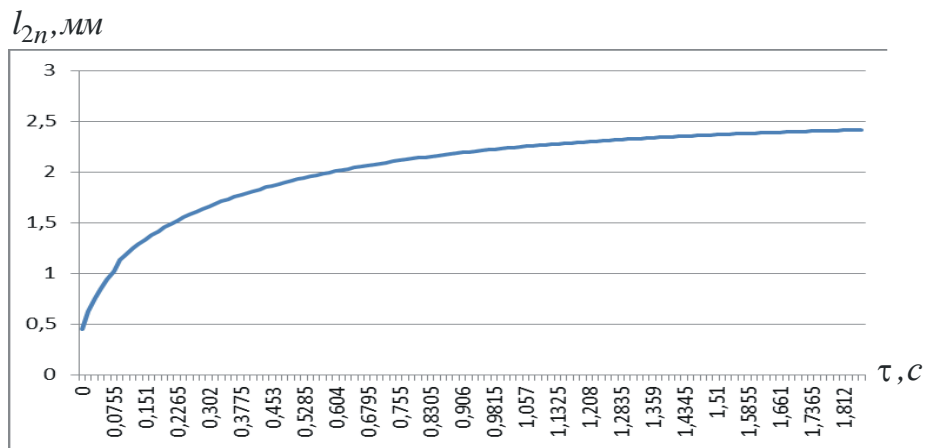
Рисунок 2.5 – Залежність τ_n/τ від τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

Виходячи із залежності для визначення роботи шліфування $A = N \cdot \tau$ (де N – потужність шліфування, Вт), відношення τ_n/τ дорівнює відношенню кількості тепла, що надходить у адіабатичний стержень у процесі його перерізування шліфувальним кругом, до загальної кількості тепла, що виділяється у процесі шліфування. Отже, зі збільшенням часу τ кількість тепла, що надходить у адіабатичний стержень (у поверхневий шар оброблюваної деталі), зменшується, а кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, збільшується. Тоді, виходячи із рис. 2.5, частка тепла, що надходить у адіабатичний стержень, приймає достатньо малі значення – всього кілька відсотків. Це надзвичайно важливий результат, який вказує на можливість забезпечення високоякісної обробки в умовах високопродуктивного глибинного шліфування, яке характеризується достатньо великими значеннями часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ .

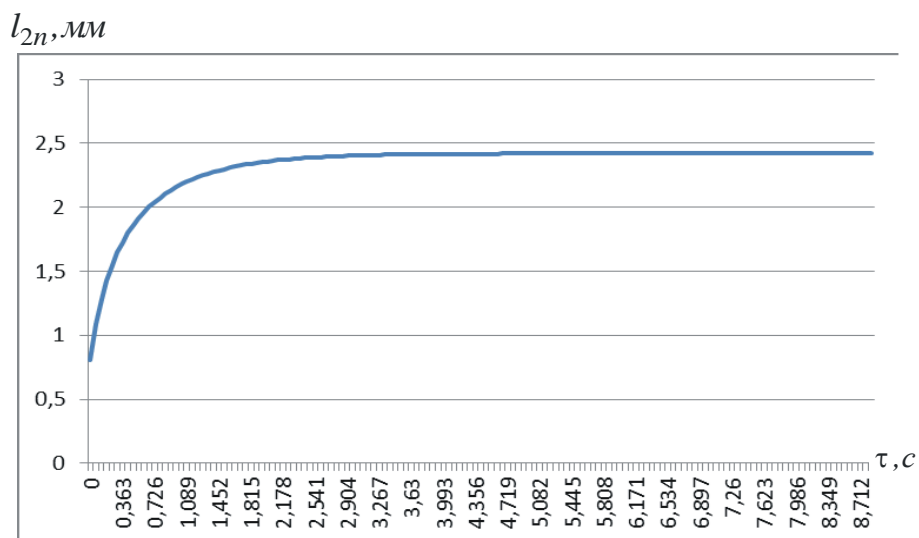
Очевидно, в умовах багатопрхідного шліфування, яке характеризується достатньо малими значеннями часу τ , відношення τ_n/τ приймає значен-

ня, близькі до одиниці. У цьому випадку фактично все тепло, яке утворюється у процесі шліфування, надходить у адіабатичний стержень, тобто в оброблювану деталь. До стружки надходить невелика частка тепла. За певних умов обробки це може призвести до утворення на оброблюваній поверхні різних температурних дефектів. Тому для визначення оптимальних умов шліфування із точки зору забезпечення високоякісної та високопродуктивної обробки необхідно знати оптимальне відношення τ_n/τ , при досягненні якого температура різання під час шліфування не перевищує граничне значення.

Використовуючи розрахункові значення часу нагріву адіабатичного стержня у процесі його перерізання τ_n (табл. А.5, табл. А.6), у табл. А.9, табл. А.10 (Додаток А) та на рис. 2.6 наведено розрахункові значення глибини проникнення тепла у адіабатичний стержень $l_{2n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$ під час шліфування сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$).



а



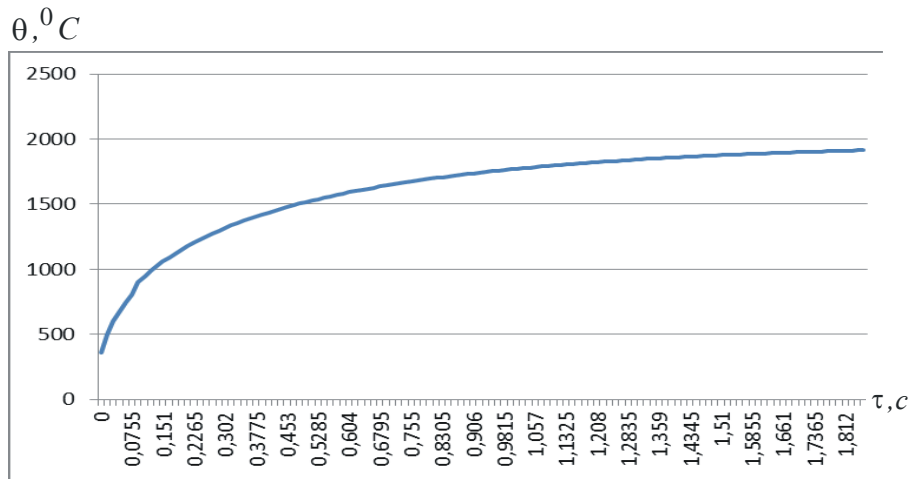
б

Рисунок 2.6 – Залежність l_{2n} від τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

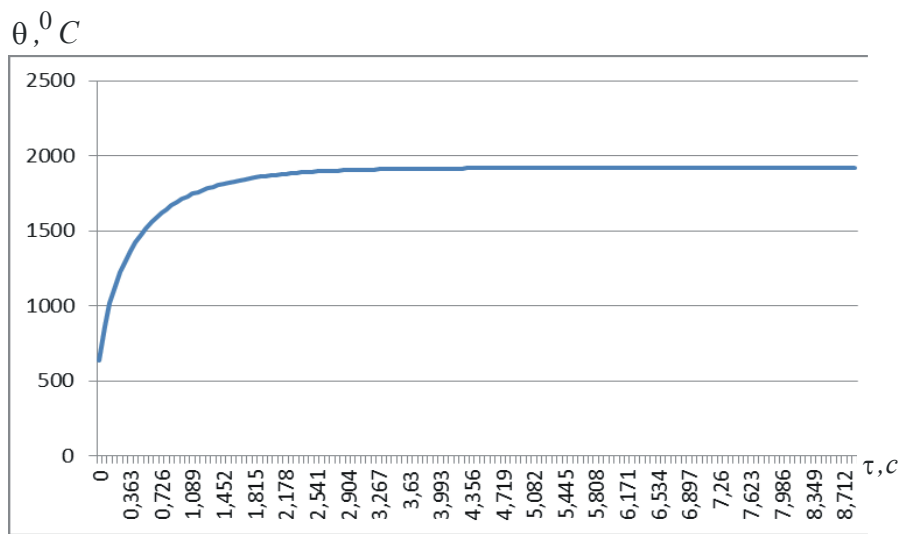
Як видно, зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ до певного значення параметр l_{2_n} досягає граничного значення, що відповідає стану теплового насичення поверхневого шару оброблюваної деталі, й залишається постійним. Отримане рішення вказує, поперше, на можливість суттєвого зменшення параметра l_{2_n} в умовах багато-прохідного шліфування, яке характеризується невеликими значеннями часу, що дозволяє забезпечити високоякісну обробку. По-друге, вказує на можливість суттєвого збільшення продуктивності обробки в умовах глибинного шліфування, коли збільшення часу τ не призводить до збільшення параметра l_{2_n} та зниження якості обробки.

Для остаточного прийняття рішення щодо визначення оптимального відношення τ_n / τ необхідно знати характер зміни температури шліфування θ від часу τ . Тому, використовуючи розрахункові значення l_{2_n} (табл. А.9, табл. А.10), у табл. А.11, табл. А.12 (Додаток А) та на рис. 2.7 наведено розрахункові значення температури шліфування $\theta = q \cdot l_{2_n} / \lambda$, які отримано із урахуванням залежностей для визначення щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{piz}$ (Вт/м²) і умовного напруження різання $\sigma = 2 \cdot \sigma_{cm} / K_{piz}$ (Н/м²) [145], де $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{piz}$; σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу (для сталі ШХ15: $\sigma_{cm} = 2000$ Н/мм²); $K_{piz} = 0,4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 1010$ Н/м². Швидкість різання $V_{piz} = 3,33$ мм/с, коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу $\lambda = 42$ Вт/(м·градус).

Як видно, зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ температура різання під час шліфування θ спочатку збільшується до певного значення, потім стабілізується й залишається постійною. Отже, із точки зору забезпечення високопродуктивної обробки доцільно застосовувати глибинне шліфування, що характеризується невеликими значеннями відношення τ_n / τ . При цьому необхідно стабілізувати температуру різання під час шліфування θ на заданому рівні, який викликає термічне руйнування оброблюваного матеріалу. Однак, найбільш просто реалізувати цю умову можна під час багато-прохідного шліфування, тобто за відносно невеликих значень відношення τ_n / τ , що і передбачає широке застосування на практиці цієї схеми шліфування. У цьому випадку можна гарантовано забезпечити високі показники якості та продуктивності обробки.



а

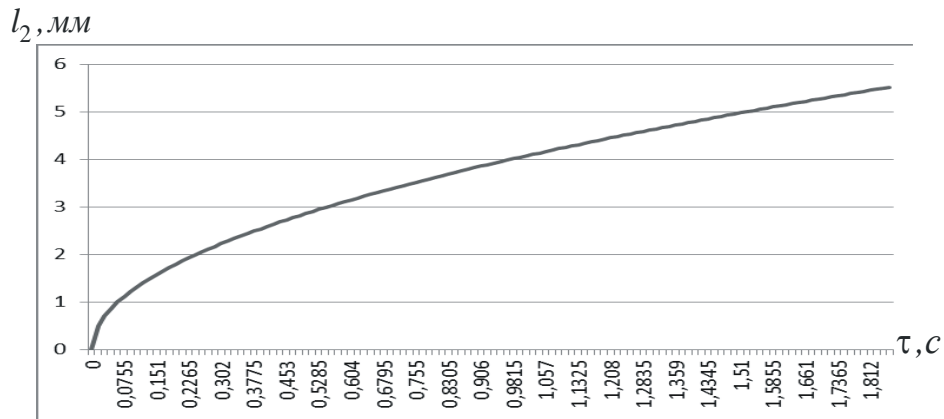


б

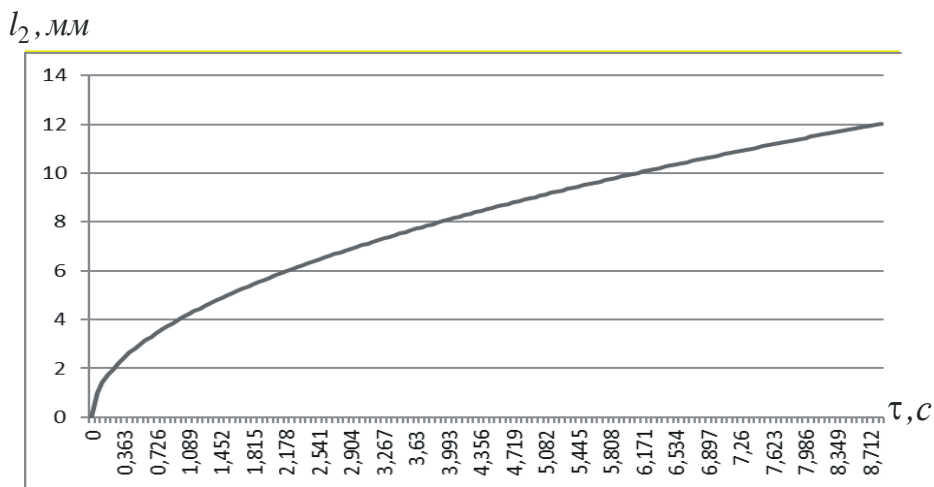
Рисунок 2.7 – Залежність θ від часу τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

Як випливає із рис. 2.7, стабілізація температури різання під час шліфування θ у випадку $\alpha = 0,1$ настає за меншими значеннями часу τ , ніж у випадку $\alpha = 0,2$. Однак, максимальне значення температури різання під час шліфування θ залишається однаковим для двох випадків. Це вказує на відсутність зв'язку між параметром α і максимальним значенням температури різання під час шліфування θ .

Для порівняння у табл. А.13 – табл. А.16 (Додаток А) та на рис. 2.8 і рис. 2.9 наведено розрахункові значення l_2 і θ , які отримано із використанням залежності (1.38) та залежності $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ для значень, наведених у табл. А.9 і табл. А.10 (Додаток А). Ці розрахункові значення отримано без урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, тобто за умови $V_{piz} = 0$.



а



б

Рисунок 2.8 – Залежності l_2 від τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

Залежність (1.38) містить час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ , тоді як залежності, що враховують рух теплового джерела уздовж адіабатичного стержня зі швидкістю V_{piz} , містять час нагрівання адіабатичного стержня у процесі його перерізання τ_n . Як вже показано, справедлива умова $\tau_n < \tau$ (рис. 2.5). Тому зі збільшенням часу τ час τ_n спочатку збільшується, потім стабілізується і залишається постійним. Цим зумовлено характер зміни параметрів l_2 і θ (рис. 2.6, рис. 2.7): вони зі збільшенням часу τ спочатку збільшуються, потім – залишаються постійними.

Із графіків зміни параметрів l_2 і θ (рис. 2.8, рис. 2.9), отриманих без урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, видно, що має місце їх безперервне збільшення зі збільшенням часу τ . Це пов'язано із тим, що все тепло, яке утворюється у процесі шліфування, надходить у

адіабатичний стержень, тобто у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому, чим більше час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ , тим більше тепла надходить у оброблювану деталь і, відповідно, більше параметри l_2 і θ .

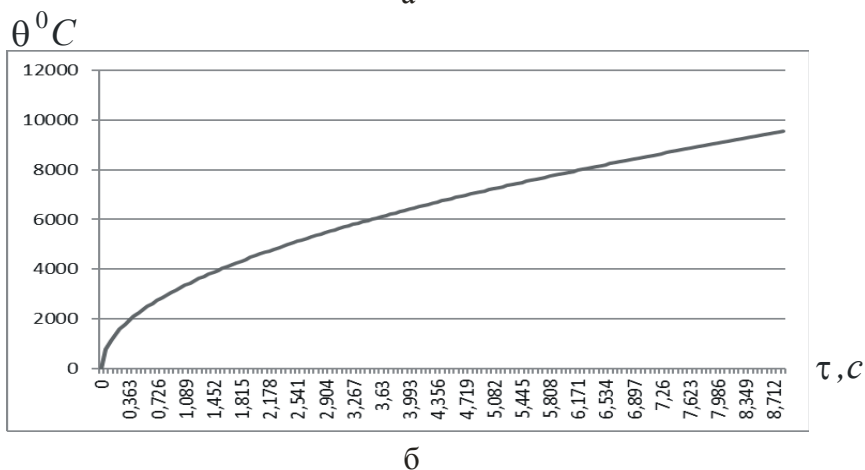
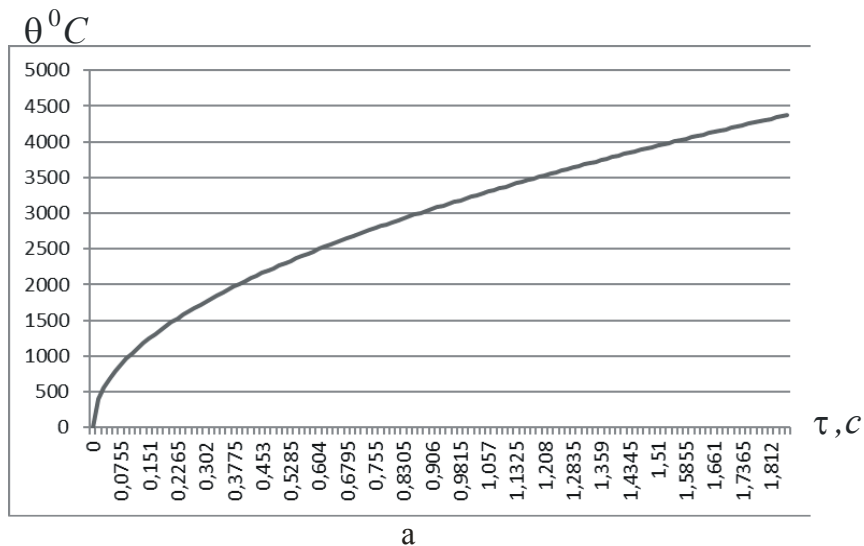


Рисунок 2.9 – Залежності θ від τ для $\alpha = 0,1$ (а) і $\alpha = 0,2$ (б)

Очевидно, за відносно невеликих значень часу τ відмінність параметрів l_2 і θ , отриманих без урахування та із урахуванням руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, незначна. Однак, за умови наближення часу τ до значення, за яким відбувається стабілізація параметрів l_{2n} і θ (рис. 2.6, рис. 2.7), ця відмінність збільшується, що вносить принципові зміни у закономірності формування параметрів теплового процесу під час шліфування. Таким чином, урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня у процесі шліфування дозволило уточнити відоме рішення щодо характеру зміни параметрів l_2 і θ зі зміною часу τ та виявити нові закономірності

їх формування, пов'язані із досягненням стану температурного насичення поверхневого шару оброблюваної деталі й стабілізацією у часі параметрів l_2 і θ . Це відкриває нові технологічні можливості інтенсифікації процесу шліфування із одночасним забезпеченням високої якості оброблюваних поверхонь.

2.2. Розрахунок максимального часу нагріву адіабатичного стержня за умови його перерізання шліфувальним кругом

Для визначення максимальних значень $\tau_n / d\tau$ і τ_n слід скористатися умовою $\tau_n \approx \tau_{n-1}$. Тоді залежність (2.27) набуває вигляду рівняння:

$$\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} - \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}} = -\alpha. \quad (2.29)$$

Після множення та ділення лівої частини рівняння (2.29) на сполучену величину $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} + \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}$ отримано:

$$\frac{1}{\left(\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} + \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}\right)} = \alpha. \quad (2.30)$$

Якщо $\frac{\tau_n}{d\tau} > 1$ і $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} \approx \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}$, то отримано залежність для визначення максимального значення величини:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\frac{1}{2\alpha}\right)^2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot d\tau}. \quad (2.31)$$

Звідки

$$\tau_n = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{різ}}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{\text{різ}}^2}; \quad (2.32)$$

$$l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{різ}}} = \frac{a}{V_{\text{різ}}}. \quad (2.33)$$

Як видно, зі збільшенням швидкості $V_{\text{різ}}$ параметри τ_n і l_{2_n} у сталому тепловому процесі під час шліфування суттєво зменшуються, причому, час τ_n більше, ніж глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі l_{2_n} .

Для випадків $\alpha = 0,1$ і $\alpha = 0,2$, відповідно до залежності (2.31), відношення $\tau_n / d\tau$ приймає значення:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 25; \quad \frac{\tau_n}{d\tau} = 6,25. \quad (2.34)$$

Порівнюючі отримані максимальні значення величини $\tau_n / d\tau$ із розрахунковими даними, наведеними у табл. А.1 і табл. А.2 (Додаток А), видно, що вони співвідносяться, тобто розрахунки виконано правильно.

Із урахуванням отриманих значень $d\tau = 0,0151$ с (для $\alpha = 0,1$) і $d\tau = 0,0605$ с (для $\alpha = 0,2$) параметр τ_n у сталому тепловому процесі під час шліфування, виходячи із залежності (2.34), приймає приблизно однакове значення, що дорівнює $\tau_n = 0,3781$ с (рис. 2.10,а). Отже, параметр $d\tau$ фактично не впливає на значення параметра τ_n у сталому тепловому процесі під час шліфування.

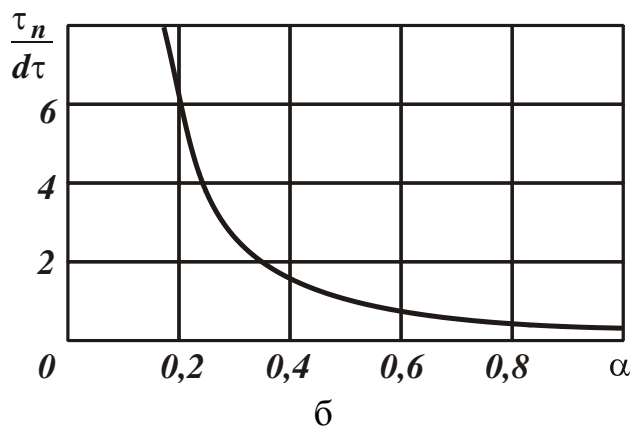
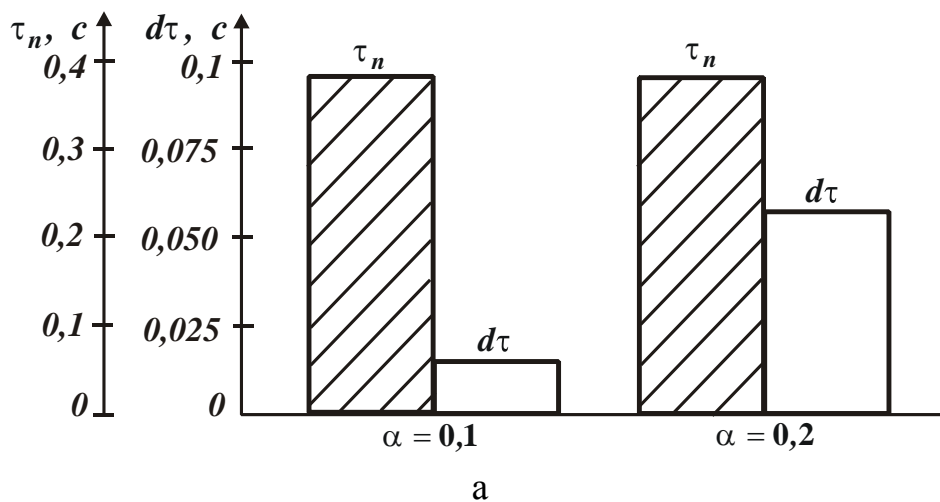


Рисунок 2.10 – Розрахункові значення параметрів τ_n і $d\tau$ (а) та залежність відношення $\tau_n / d\tau$ від безрозмірної величини α (б)

Використовуючи залежність (2.31), у табл. 2.2 і на рис. 2.10,б наведено розрахункові значення величини $\tau_n/d\tau$ для різних значень безрозмірної величини α . Як видно, зі збільшенням величини α величина $\tau_n/d\tau$ зменшується і приймає значення більші та менші одиниці. Очевидно, діапазон зміни $\alpha = 0 \dots 0,5$ справедливий, оскільки величина $\tau_n/d\tau$ не може бути менше одиниці.

Таблиця 2.2 – Розрахункові значення величини $\tau_n/d\tau$

α	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	0,9	1,0
$\tau_n/d\tau$	∞	25	6,25	2,78	1,56	1,0	0,7	0,39	0,31	0,25

Виходячи із залежності (2.28), величина $d\tau$ збільшується зі збільшенням безрозмірної величини за квадратичною залежністю. Отже, у результаті множення величин $\tau_n/d\tau$ і $d\tau$ отримано величину τ_n , яка не залежить від безрозмірної величини α , тобто, за суттю, від величини $d\tau$, як це впливає із залежностей (2.31) і (2.32).

Завдання визначення параметрів τ_n і l_{2n} сталого теплового процесу під час шліфування можна вирішити також іншим спрощеним методом, якщо розглядати у залежності (2.25) різницю $l_{2n} - l_{2n-1}$ нескінченно малою величиною dl_2 . Тоді

$$l_{2n} - l_{2n-1} = dl_2, \quad (2.35)$$

де параметр l_2 визначається залежністю (1.38).

Залежність (2.25) можна подати у вигляді:

$$\frac{dl_2}{d\tau} = V_{pi3}, \quad (2.36)$$

якщо розглядати у ній замість часу τ час τ_n . Тоді після диференціювання отримано:

$$\frac{\sqrt{2 \cdot \lambda}}{\sqrt{c \cdot \rho}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\tau_n}} = V_{pi3}, \quad (2.37)$$

звідки

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{pi3}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{pi3}^2}; \quad (2.38)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{pi3}^2}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{pi3}} = \frac{a}{V_{pi3}}. \quad (2.39)$$

У результаті отримано залежності, які ідентичні залежностям (2.32) і (2.33). Це указує на достовірність розробленої математичної моделі визначення параметрів сталого теплового процесу під час шліфування.

До такого ж рішення можна прийти, використовуючи залежність (1.38) для визначення параметру l_2 у несталому тепловому процесі шліфування. Приймаючи, що у сталому тепловому процесі шліфування $l_2 = V_{pi3} \cdot \tau_n$ і замінюючи у залежності (1.38) час τ на час τ_n , за умови:

$$l_2 = V_{pi3} \cdot \tau_n = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} \quad (2.40)$$

отримано:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{pi3}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{pi3}^2}; \quad (2.41)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{pi3}} = \frac{a}{V_{pi3}}. \quad (2.42)$$

Як видно, залежності (2.41) і (2.42) ідентичні залежностям (2.32) і (2.33), тобто запропонований розрахунок параметрів τ_n і l_{2n} сталого теплового процесу під час шліфування цілком правомірний.

2.3. Аналітичний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування

Розрахункову залежність (2.27), що дозволяє чисельним методом визначити значення величини $\tau_n / d\tau$, можна звести до аналітичної залежності, яка суттєво спрощує розрахунок величини $\tau_n / d\tau$.

Для цього необхідно у залежності (2.27) перетворити величину α . У результаті отримано:

$$\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} - \sqrt{\tau_n} = V_{pi3} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (2.43)$$

Після множення та ділення лівої частини рівняння (2.43) на сполучену величину $\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} + \sqrt{\tau_n}$, отримано:

$$\frac{d\tau + \tau_{n-1} - \tau_n}{\left(\sqrt{d\tau + \tau_{n-1}} + \sqrt{\tau_n}\right)} = V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (2.44)$$

Із урахуванням співвідношень $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$ і $d\tau + \tau_{n-1} \approx \tau_n$ залежність (2.44) набуває вигляду:

$$d\tau - d\tau_n = V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot 2 \cdot \sqrt{\tau_n} \cdot d\tau. \quad (2.45)$$

Звідки

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n\right)}. \quad (2.46)$$

Для встановлення залежності τ_n від τ необхідно проінтегрувати праву та ліву частини рівняння (2.46):

$$\int d\tau = \int \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n\right)} + C_1, \quad (2.47)$$

де C_1 – постійна інтегрування, визначається із початкової умови $\tau_n(\tau=0) = 0$.

Інтеграл, що є у правій частині рівняння, у явному вигляді визначити не можна. Тому слід перетворити його із урахуванням нової змінної $y = \sqrt{\tau_n}$. Тоді $\tau_n = y^2$ й, відповідно, $d\tau_n = 2 \cdot y \cdot dy$. Позначаючи постійну величину $2 \cdot V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} = m$, маємо:

$$\begin{aligned} \int \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n\right)} &= \int \frac{2 \cdot y \cdot dy}{m \cdot \left(\frac{1}{m} - y\right)} = -\frac{2}{m} \cdot \int \frac{\left(\frac{1}{m} - \frac{1}{m} - y\right) \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} = \\ &= -\frac{2}{m} \cdot \int \frac{\left(\frac{1}{m} - y\right) \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} - \frac{2}{m} \cdot \int \frac{\frac{1}{m} \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} = -\frac{2}{m} \cdot \left[y + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - y\right) \right] = \\ &= -\frac{2}{m} \cdot \left[\sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right]. \end{aligned} \quad (2.48)$$

Після підстановки залежності (2.48) у рівняння (2.47), отримано:

$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \left[\sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right] + C_1. \quad (2.49)$$

Постійна інтегрування C_1 визначається за початковою умовою $\tau_n(\tau = 0) = 0$:

$$C_1 = \frac{2}{m^2} \cdot \ln \frac{1}{m}. \quad (2.50)$$

Тоді рівняння (2.49) набуває вигляду:

$$\begin{aligned} \tau &= -\frac{2}{m} \cdot \left[\sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right] + \frac{2}{m^2} \cdot \ln \frac{1}{m} = \\ &= -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}). \end{aligned} \quad (2.51)$$

Після нескладних перетворень отримано:

$$\ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) = -\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}. \quad (2.52)$$

Звідки

$$(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) = e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \quad (2.53)$$

або

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right). \quad (2.54)$$

Як видно, за умови $\tau_n = 0$ величина $\tau = 0$, тобто виконується початкова умова, що указує на правильність отриманого рішення.

Рівняння (2.54) складно аналітично вирішити щодо невідомої функції τ_n . Тому для встановлення залежності τ_n від τ необхідно задавати значення τ_n і на основі рівняння (2.54) визначати значення τ .

Як впливає із рівняння (2.54), функція τ зі збільшенням змінної величини τ збільшується за експоненціальним законом, асимптотично наближаючись до певної постійної (максимальної) величини. Для її визначення рівняння (2.54) необхідно підпорядкувати умові $\tau \rightarrow \infty$. У результаті отримано:

$$e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \rightarrow 0. \quad (2.55)$$

Тоді, виходячи із рівняння (2.54), маємо:

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m}. \quad (2.56)$$

Звідки

$$\tau_n = \frac{1}{m^2} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{pi3}^2}; \quad (2.57)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{pi3}} = \frac{a}{V_{pi3}}. \quad (2.58)$$

У підсумку прийшли до залежностей (2.32) і (2.33), одержаних іншим методом, що вказує на достовірність виконаних розрахунків.

Знаючи максимальне значення τ_n , яке визначається залежністю (2.57), та зменшуючи його до нуля, із перетвореного рівняння (2.53)

$$\left(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}\right) \cdot e^{m \cdot \sqrt{\tau_n}} = e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau} \quad (2.59)$$

нескладно встановити значення τ_n і, відповідно, залежність τ_n від τ .

Таким чином, визначено параметри τ_n і l_{2n} , за умови досягнення яких відбувається стабілізація у часі теплового процесу під час шліфування.

Важливо перетворити залежність (2.57) за умови $\alpha = \frac{V_{pi3} \cdot d\tau}{l_{20}}$, де

$$l_{20} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau}.$$

У результаті отримано:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{d\tau}{\alpha \cdot l_{20}}\right)^2 = \frac{1}{4} \cdot \frac{d\tau}{\alpha^2}. \quad (2.60)$$

За умови $\alpha = 0,2$ маємо:

$$\tau_n = 6,25 \cdot d\tau, \quad (2.61)$$

звідки

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 6,25. \quad (2.62)$$

Цим показано, що за умови $\alpha = 0,2$ граничне (максимальне) значення $\tau_n/d\tau$ дорівнює 6,25 і досягається за достатньо великої кількості кроків: $n > 100$ (табл. А.2, Додаток А). Тому, незважаючи на перерізання адіабатичного стержня, глибина проникнення тепла у цей адіабатичний стержень

приймає великі значення (які визначаються із залежності $l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot n \cdot d\tau}$), що значно перевищують значення $n=6,25$, отримані із урахуванням перерізу стержня.

За умови $\alpha=0,1$ (табл. А.1), виходячи із залежності (2.60), отримано:

$$\tau_n = 25 \cdot d\tau, \quad (2.63)$$

тоді

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 25. \quad (2.64)$$

Як видно, у цьому випадку величина $\tau_n/d\tau$ більше, ніж у випадку $\alpha=0,2$, що відповідає розрахунковим даним, наведеним у табл. А.13, на рис. 2.8 і отриманим іншим методом розрахунку.

У табл. А.17, табл. А.18 (Додаток А) і на рис. 2.11, рис. 2.12 наведено значення τ_n і τ_n/τ , які розраховано на основі залежності (2.51) для різних значень τ . Вихідні дані для розрахунку: оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$); $V_{\text{піз}} = 3,33 \text{ мм/с}$.

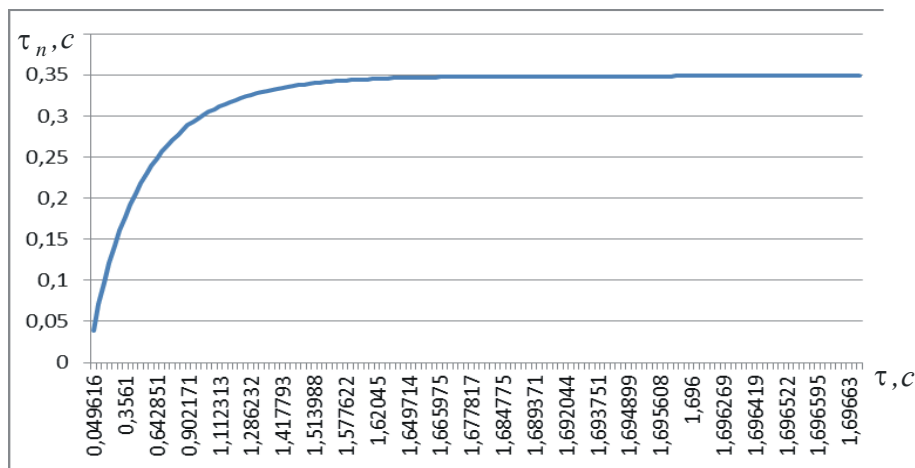


Рисунок 2.11 – Залежність τ_n від τ , яку отримано за залежністю (2.51)

Отримані розрахункові значення τ_n і τ_n/τ незначно відрізняються від аналогічних значень, отриманих у результаті чисельного розрахунку для випадку $\alpha=0,1$ (табл. А.5, табл. А.7 (Додаток А), рис. 2.4,а, і рис. 2.5,а). У випадку $\alpha=0,2$ спостерігається більша розбіжність значень τ_n і τ_n/τ (табл. А.6, табл. А.8 (Додаток А), рис. 2.4,б і рис. 2.5,б). Отже, чим менше

безрозмірна величина α і, відповідно, величина $d\tau$, тим вище точність розрахунків величин τ_n і τ_n/τ . Цим показано, що значення τ_n і τ_n/τ , встановлені чисельним і аналітичним методами розрахунку, відрізняються незначно (менше, ніж на 10 %). Це указує на достовірність розробленої математичної моделі та можливість застосування цих двох методів для розрахунків величин τ_n і τ_n/τ .

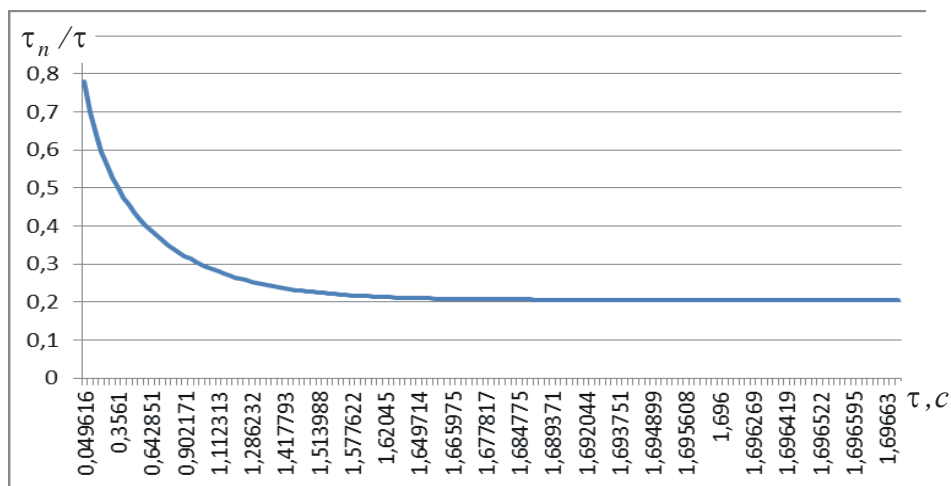


Рисунок 2.12 – Залежність τ_n/τ від τ , яку отримано за залежністю (2.51)

Використовуючи розрахункові значення параметру τ_n (табл. А.17), у табл. А.19 (Додаток А) і на рис. 2.13 наведено розрахункові значення глибини проникнення тепла у адіабатичний стержень $l_{2n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$ під час шліфування сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріала $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$).

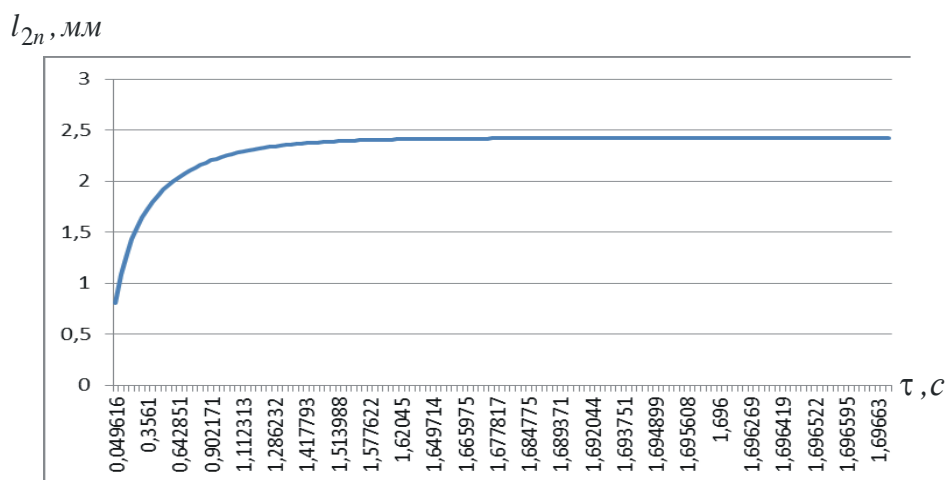


Рисунок 2.13 – Залежність l_{2n} від τ , яку отримано за залежністю (2.51)

Як видно, характер зміни параметру l_{2n} такий самий, як і на рис. 2.6, отриманому чисельним розрахунком. Розбіжність розрахункових значень параметру l_{2n} , отриманих аналітично й чисельним розрахунком, не перевищує 10 %, що вказує на можливість їх практичного використання. На основі залежності $l_{2n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ можна визначити глибину проникнення тепла у адіабатичний стержень, відраховуючи її від початкового положення теплового джерела із урахуванням перерізання кругом адіабатичного стержня:

$$l = V_{\text{піз}} \cdot \tau + l_{2n}. \quad (2.65)$$

Тоді швидкість поширення тепла уздовж адіабатичного стержня визначиться:

$$V = l'_\tau = V_{\text{піз}} + (l_{2n})'_\tau = V_{\text{піз}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\tau_n}} \cdot \frac{d\tau_n}{d\tau}. \quad (2.66)$$

Після розв'язання рівняння (2.61) відносно

$$\frac{d\tau_n}{d\tau} = 1 - 2 \cdot V_{\text{піз}} \cdot \sqrt{\frac{\tau_n}{2 \cdot a}} \quad (2.67)$$

та підстановки отриманого виразу у залежність (2.66), маємо:

$$V = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\tau_n}}. \quad (2.68)$$

Для сталого у часі теплового процесу, коли час τ_n визначається залежністю (2.45), швидкість поширення тепла уздовж адіабатичного стержня дорівнює:

$$V = V_{\text{піз}}. \quad (2.69)$$

Використовуючи розрахункові значення τ_n (табл. А.17), у табл. А.20 (Додаток А) і на рис. 2.14 наведено розраховані за залежністю (2.69) значення швидкості V , за якими зі збільшенням часу τ швидкість V безперервно зменшується, асимптотично наближаючись до значення швидкості переміщення теплового джерела $V_{\text{піз}}$.

Із цього можна зробити висновок, що сталість швидкості V у часі обумовлена тепловим насиченням адіабатичного стержня. У цьому випадку глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень l_{2n} залишається постійною та визначається, виходячи із залежності (2.46), відношенням $a/V_{\text{піз}}^2$, тобто чим більше $V_{\text{піз}}$, тим менше параметр l_{2n} і більше швидкість поширення тепла уздовж адіабатичного стержня $V \rightarrow V_{\text{піз}}$.

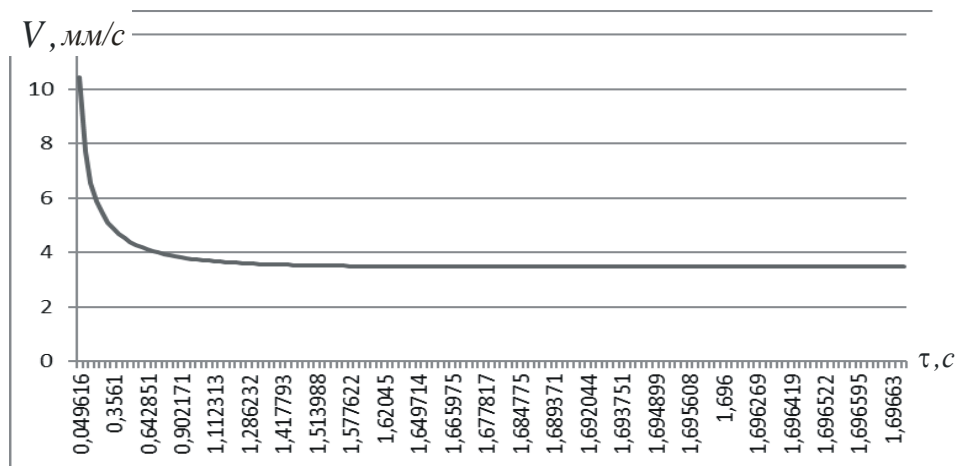


Рисунок 2.14 – Залежність V від τ , яку отримано за залежністю (2.69)

2.4. Аналітичне визначення температури різання під час шліфування

Використовуючи отримані рішення, можна визначити температуру різання під час шліфування на основі спрощеної залежності:

$$\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}, \quad (2.70)$$

де $q = \sigma \cdot V_{pi3}$ – щільність теплового потоку, Вт/м²;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Параметр l_{2n} визначається залежністю (2.58). Після підстановки у залежність (2.70) виразу (2.54) для визначення τ_n маємо:

$$l_{2n} = \frac{2 \cdot V_{pi3}}{m^2} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right). \quad (2.71)$$

Після підстановки залежності (2.71) у залежність (2.70) отримано:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2}{\lambda} \cdot \tau - 2 \cdot V_{pi3} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}} \right) = \\ &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}}{\lambda} \cdot l_{2n}} \right). \end{aligned} \quad (2.72)$$

Виражаючи залежність (2.70) відносно параметру $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{pi3}}$ та підставляючи отриманий вираз у залежність (2.72), маємо:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{pi3}^2 \cdot \tau - c \cdot \rho \cdot \theta}{\lambda}} \right). \quad (2.73)$$

У результаті отримано рівняння відносно невідомої величини – температури різання під час шліфування θ . Дане рівняння ідентичне рівнянню (1.45), отриманому іншим методом розрахунку, що вказує на його достовірність. Таким чином, застосовуючи два абсолютно різних методи розрахунку температури різання під час шліфування θ , отримано однакові рішення, що описуються рівняннями (2.73) і (1.45). Отже, їх можна використовувати для вирішення практичних завдань із визначення температури різання під час шліфування θ та умов її зменшення.

Використовуючи розрахункові значення параметру l_{2n} (табл. А.19), у табл. А.21 (Додаток А) і на рис. 2.15 наведено розрахункові значення температури різання під час шліфування $\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}$ із урахуванням залежності для визначення щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{pi3}$ (Вт/м²).

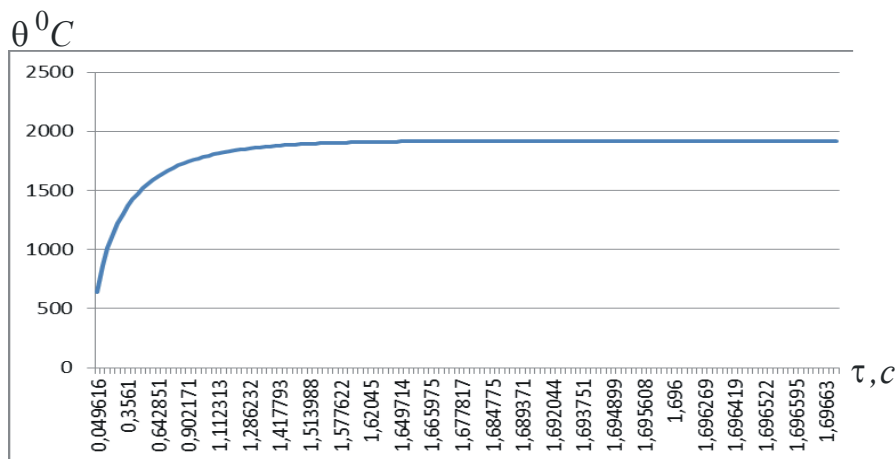


Рисунок 2.15 – Залежність θ від τ , яку отримано за залежністю (2.70)

Умовне напруження різання σ (Н/м²) визначається залежністю [147]: $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{pi3}$ (для сталі ШХ15: $\sigma_{cm} = 2000$ Н/мм²); $K_{pi3} = 0,4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 10^{10}$ Н/м². Швидкість різання

$V_{piz} = 3,33$ мм/с; $\lambda = 42$ Вт/(м·градус). Як впливає із рис. 2.15, зі збільшенням часу τ температура різання під час шліфування θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певного максимального значення. Максимальне значення θ_{max} можна визначити із залежності (2.73) за умови $\tau \rightarrow \infty$:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.74)$$

Із залежності (2.74) видно, що максимальне значення температури різання під час шліфування θ_{max} явно не залежить від параметрів режимів шліфування, а визначається виключно умовним напруженням різання σ , яке під час шліфування описується вже наведеною залежністю $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{piz}$. Очевидно, чим менше умовне напруження різання σ , тим менше максимальне значення температури різання під час шліфування θ_{max} . Залежність (2.73) із урахуванням залежності (2.70) можна подати у вигляді:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{V_{piz}}{a} \cdot (l_1 + l_{2n})} \right], \quad (2.75)$$

де $l_1 = V_{piz} \cdot \tau$ – довжина зрізаної ділянки адіабатичного стержня, м (рис. 1.5).

Для прийнятих у роботі вихідних даних залежність (2.75) описується:

$$\theta = 2000 \cdot \left[1 - e^{-0,3964 \cdot (l_1 + l_{2n})} \right]. \quad (2.76)$$

Із залежності (2.76) впливає, що температура різання під час шліфування θ визначається сумою змінних величин $l_1 + l_{2n}$: чим вона більше, тим більше θ . Це узгоджується із рішенням, наведеним у роботах [81, 165].

На рис. 2.16 та у табл. А.22 (Додаток А) і на рис. 2.17 та у табл. А.23 (Додаток А) наведено графіки зміни величини $l_1 = V_{piz} \cdot \tau$ та відношення l_1 / l_{2n} залежно від часу обробки τ .

Як видно, величина l_1 більше величини l_{2n} . Їх сума $l_1 + l_{2n}$ збільшується зі збільшенням часу обробки τ , як це показано на рис. 2.18 та у табл. А.24 (Додаток А), що призводить до збільшення температури різання під час шліфування θ (рис. 2.19, табл. А.25 (Додаток А)).

Порівнюючи рис. 2.15 і рис. 2.19, видно, що вони ідентичні. Отже, розрахунок температури різання під час шліфування θ можна здійснити як за залежністю (2.73), так і за залежністю (2.75), використовуючи розрахункові значення глибини проникнення тепла у адіабатичний стержень l_{2n} .

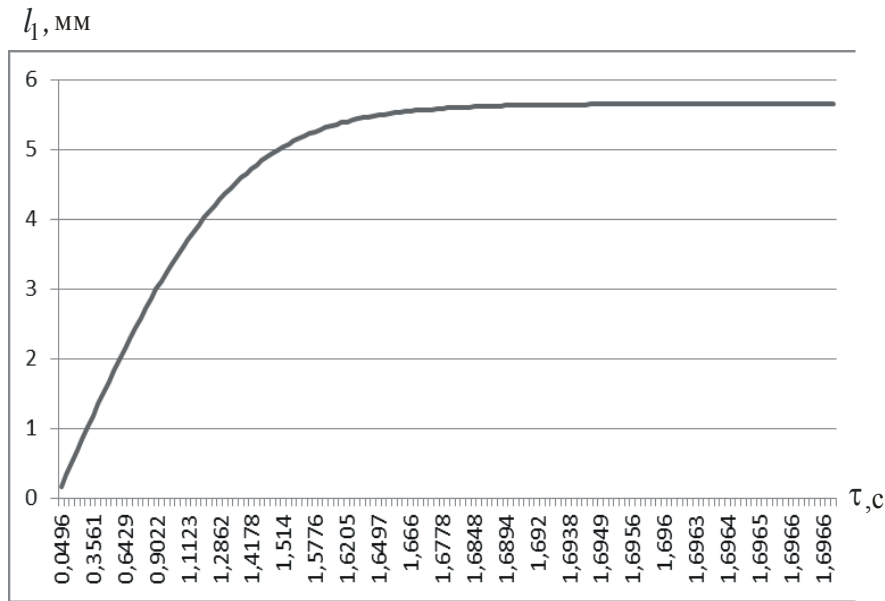


Рисунок 2.16 – Розрахункові значення $l_1 = 3,33 \cdot \tau$ залежно від часу обробки τ

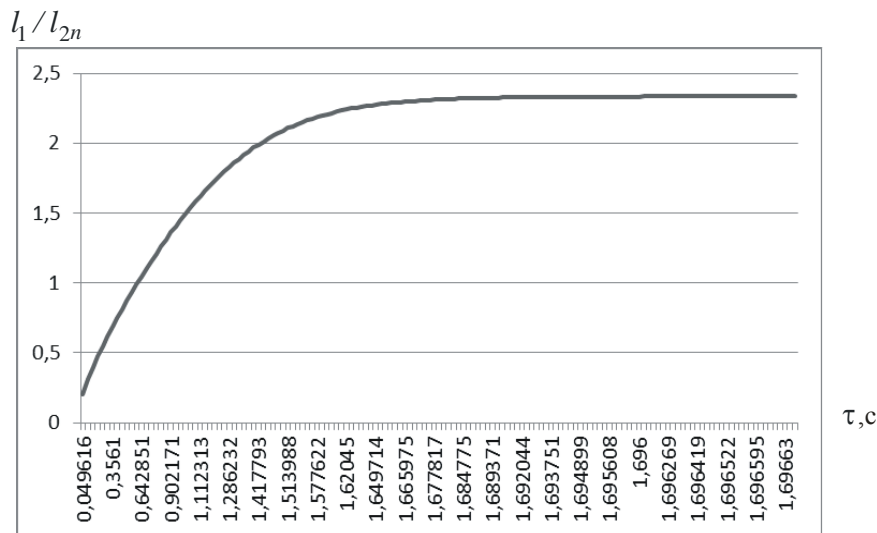


Рисунок 2.17 – Розрахункові значення відношення l_1/l_{2_n} залежно від часу обробки τ

Слід зазначити, що у розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування без урахування перерізання адіабатичного стержня, тобто без урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень l_2 визначається залежністю $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$, а із урахуванням перерізання адіабатичного стержня – залежністю $l_{2_n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$.

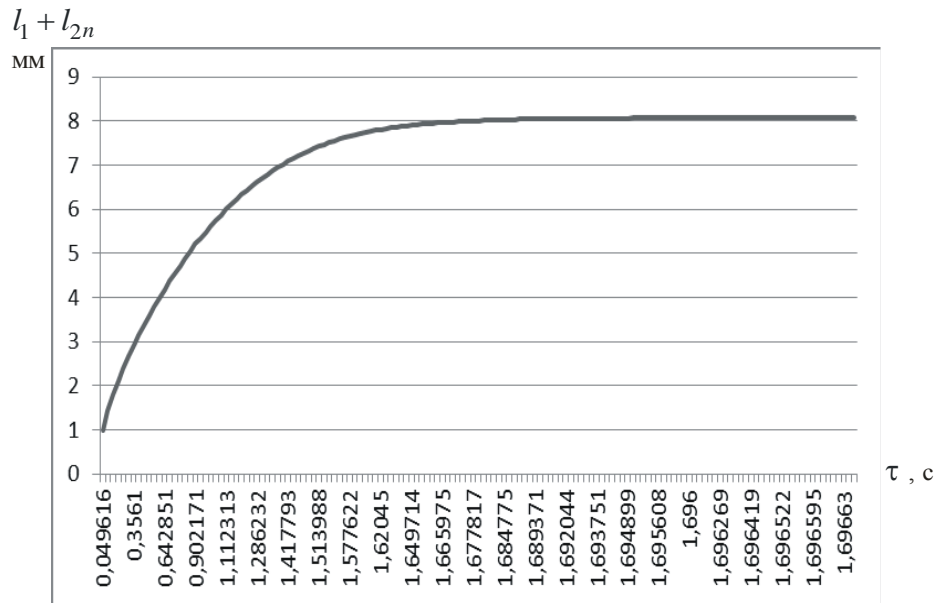


Рисунок 2.18 – Розрахункові значення $l_1 + l_{2n}$ залежно від часу обробки τ

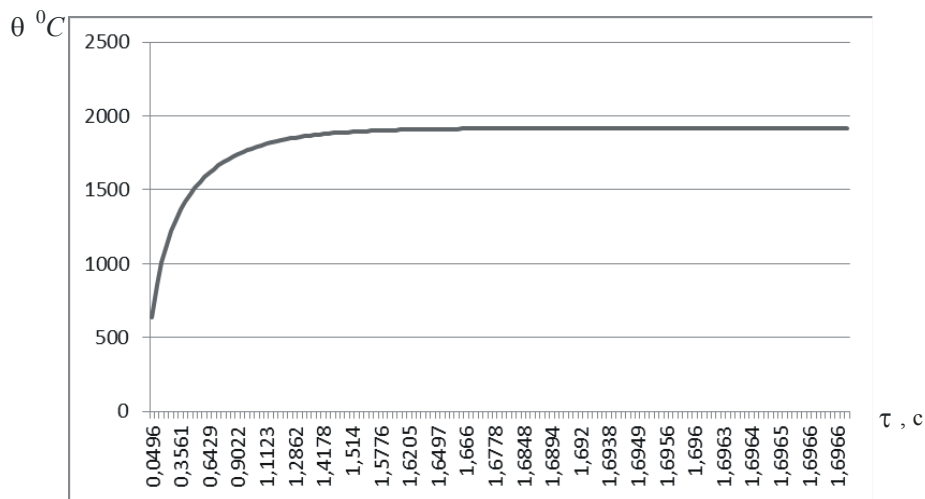


Рисунок 2.19 – Розрахункові значення θ залежно від часу обробки τ

Раніше встановлено умову: $\tau > \tau_n$. Тому, із огляду на перерізання адіабатичного стержня, величина l_{2n} завжди менше величини l_2 . Для оцінювання ступеня зменшення величини l_{2n} відносно величини l_2 на рис. 2.20 (табл. А.26 (Додаток А)) показано характер зміни відношення $\sqrt{\tau_n/\tau}$ залежно від часу обробки τ . Як видно, із часом обробки τ відношення $\sqrt{\tau_n/\tau}$ зменшується більш ніж у 2 рази. Отже, у стільки ж разів зменшується і величина l_{2n} та температура різання під час шліфування θ , яка змінюється за законом зміни величини l_{2n} відповідно до залежності (2.70).

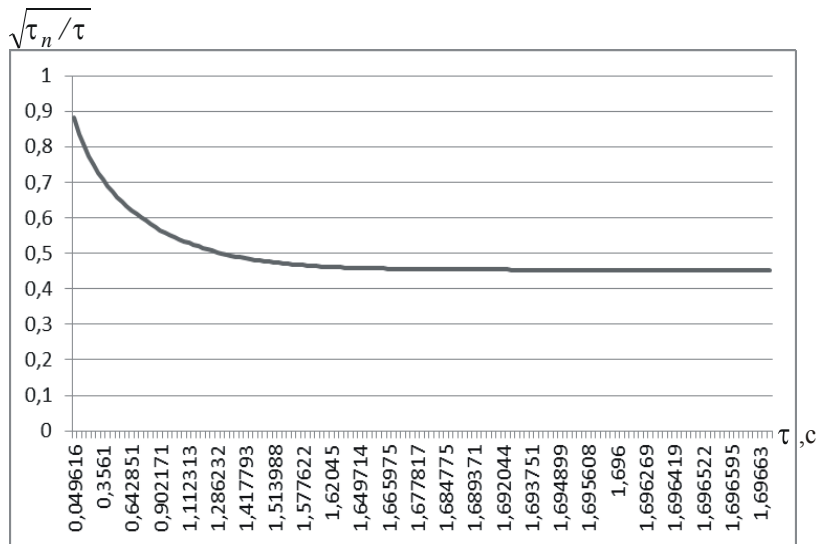


Рисунок 2.20 – Розрахункові значення $\sqrt{\tau_n/\tau}$ залежно від часу обробки τ

Із огляду на те, що час τ_n складно визначити із рівняння (2.54), необхідно спочатку визначити його максимальне значення за умови $\tau \rightarrow \infty$. Тоді

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{V_{\text{різ}}} \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho}}. \quad (2.77)$$

Знаючи максимальне значення часу τ_n , із залежності (2.58) визначається максимальне значення величини l_{2n} , а із залежності (2.74) – максимальне значення температури різання під час шліфування θ_{max} . Виходячи із цього, та задаючи значення часу τ_n у межах його зміни $0 \dots \tau_{n_{\text{max}}}$, на основі залежності (2.54) визначаються поточні значення часу обробки τ . Потім – поточні значення величин l_{2n} і θ , що дозволяє побудувати графіки залежностей τ_n , l_{2n} і θ від часу обробки τ , а із них встановити раціональні значення τ (параметри режиму шліфування) для заданого значення θ або l_{2n} .

Для зручності розрахунків рівняння (2.73) доцільно розв'язати відносно часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ :

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{різ}}^2} \cdot \left[\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (2.78)$$

Задаючи конкретні значення температури різання під час шліфування θ , за залежністю (2.7) можна визначити час перерізання кругом адіабатичного стержня τ . Очевидно, за виконання умови $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ функція

$\ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Відповідно, час $\tau \rightarrow \infty$. Отже, у цьому випадку температура різання під час шліфування приймає максимальне значення:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.79)$$

Як видно, максимальна температура різання під час шліфування залежить від однієї змінної величини – умовного напруження різання σ : чим воно менше, тим менше θ_{max} . Отже, основним шляхом зменшення температури різання під час шліфування необхідно розглядати зменшення умовного напруження різання σ шляхом зменшення силової напруженості процесу шліфування. Це досягається у результаті зменшення інтенсивності тертя у зоні різання шляхом забезпечення режиму самозагострювання шліфувального круга або застосування ефективних методів його безперервної або періодичної правки. Для поточного значення температури різання під час шліфування θ перший доданок залежності (2.78) набуває додатних значень, а другий доданок – негативних значень.

Залежність (2.78) можна подати у вигляді:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{piz}^2} \cdot \left[\ln\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) + \frac{\theta}{\theta_{max}} \right]. \quad (2.80)$$

Приклад розрахунку часу τ . Оброблювальний матеріал – сталь ШХ15: $\lambda = 42$ Вт/(м·градус); $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Здійснюється плоске шліфування абразивним кругом із радіусом $R_{kp} = 0,2$ м, глибиною шліфування $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м і питомою продуктивністю обробки $Q_{num} = 400$ мм²/хв. Тоді швидкість переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня (рис. 1.5) дорівнює: $V_{piz} = \frac{Q_{num}}{\sqrt{2t \cdot R_{kp}}} = 3,33$ мм/с. Умовне напруження різання

[145]: $\sigma = \frac{2\sigma_{cm}}{K_{piz}}$, де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу

(для сталі ШХ15 значення $\sigma_{cm} = 2000$ Н/мм²); $K_{piz} = 0,4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 10000$ Н/мм² = 10^{10} Н/м².

Відповідно, значення $c \cdot \rho = \lambda / a = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $c \cdot \rho / \sigma = 5 \cdot 10^{-4}$ град⁻¹. Після підстановки цих даних у залежність (2.78) отримано:

$$\tau = -0,757 \cdot \left[\ln\left(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta\right) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (2.81)$$

За умови $\theta = 2000$ °C функція $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Відповідно, час $\tau \rightarrow \infty$. Отже, максимальна температура різання під час шліфування дорівнює $\theta_{max} = 2000$ °C.

За умови $\theta = 1500$ °C маємо:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,25 + 0,75] = -0,757 \cdot [-1,35 + 0,75] = 0,464 \text{ с.}$$

За умови $\theta = 1000$ °C маємо:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,15 \text{ с.}$$

За умови $\theta = 500$ °C маємо:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,75 + 0,25] = -0,757 \cdot [-0,28 + 0,25] = 0,0226 \text{ с.}$$

Нехтуючи другим доданком у залежності (2.81), отримано:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta]. \quad (2.82)$$

У табл. 2.3 та на рис. 2.21 наведено значення часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ , які розраховані за залежностями (2.81) і (2.82) для поточних значень температури різання під час шліфування θ . У результаті отримано залежності температури різання θ від часу τ , що аналогічні залежностям, наведеним на рис. 2.2.

Таблиця 2.3 – Розрахункові значення часу перерізання кругом адіабатичного стержня τ

θ , °C	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
τ , с : за (2.81)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	∞
τ , с : за (2.82)	0	0,1	0,21	0,356	0,53	0,74	1,022	1,51	∞

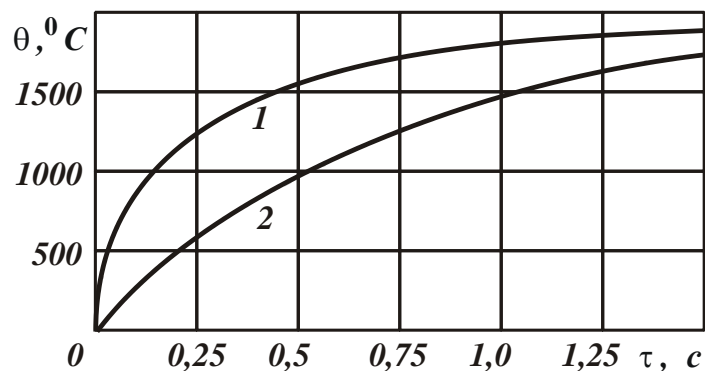


Рисунок 2.21 – Залежність θ від τ : 1 – розрахунок за залежністю (2.81); 2 – розрахунок за залежністю (2.82)

Порівнюючи значення часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ , які розраховані за залежностями (2.81) і (2.82), видно, що вони суттєво відрізняються, причому, більшою мірою за умови $\theta < 1500$ °С. Тому розрахунки часу τ за спрощеною залежністю (2.2) можна виконувати лише за умови $\theta > 1500$ °С. За цієї умови залежність (2.73) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{піз.}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \right). \quad (2.83)$$

Як випливає із залежності (2.83), температура різання під час шліфування θ зі збільшенням змінної величини τ збільшується за експоненціальним законом, асимптотично наближаючись до певної постійної (максимальної) величини, аналогічно даним, наведеним на рис. 2.2. Для визначення максимальної температури різання під час шліфування рівняння (2.83) необхідно підпорядкувати умові $\tau \rightarrow \infty$. У результаті отримано: $\theta_{\text{max}} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Як видно, максимальна температура різання під час шліфування θ_{max} залежить лише від однієї змінної величини – умовного напруження різання σ : чим більше σ , тим більше θ_{max} .

Розглянемо випадок $\sigma = 10^9$ Н/м². Тоді

$$\tau = -0,757 \cdot \left[\ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta \right]. \quad (2.84)$$

За умови $\theta = 200$ °С функція $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Отже, час $\tau \rightarrow \infty$. Відповідно, максимальна температура різання під час шліфування дорівнює $\theta_{\text{max}} = 200$ °С. За умови $\theta = 100$ °С маємо:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,151 \text{ с.}$$

Таким чином показано, що зі зменшенням умовного напруження різання σ у 10 разів максимальна температура різання під час шліфування θ_{max} зменшується пропорційно – із 2000 °С до 200 °С, що відповідає практичним даним. Знаючи характер зміни температури різання під час шліфування θ від часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ (рис. 2.21), можна визначити температуру різання для будь-якої схеми шліфування, встановлюючи конкретні значення часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня та швидкості переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня. Наприклад, якщо в умовах плоского шліфування час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем (час перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня) $\tau = 0,5$ с, то, згідно рис. 2.21,

температура різання θ за таких умов шліфування дорівнює 1550 °С (розрахунок за залежністю (2.81)) і 960 °С (розрахунок за залежністю (2.82)). Очевидно, значення $\theta = 1550$ °С більш точно відображає реальні умови шліфування, тобто розрахунок температури різання θ слід виконувати за залежністю (2.81), тому що розрахунок за залежністю (2.82) призводить до занижених результатів.

Приклад розрахунку. Для наведених раніше вихідних даних ($t = 0,01$ мм; $V_{piz} = 3,33$ мм/с) час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем дорівнює $\tau = t / V_{piz} = 0,003$ с. Виходячи із табл. 2.3, це відповідає температурі шліфування $\theta = 200$ °С. Зі збільшенням глибини шліфування t швидкість $V_{piz} = \frac{Q_{num}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}$ переміщення теплового джерела уздовж

адіабатичного стержня зменшується, а час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем $t = t / V_{piz}$, навпаки, збільшується. Це призводить до збільшення температури різання під час шліфування θ , що має місце у реальних умовах шліфування.

2.5. Закономірності формування параметрів теплового процесу під час шліфування

Отримані теоретичні рішення дозволяють провести кількісний аналіз основних параметрів теплового процесу під час шліфування.

Зі збільшенням глибини шліфування до значення $t = 1$ мм, тобто із переходом у зону глибинного шліфування, швидкість V_{piz} переміщення теплового

джерела уздовж адіабатичного стержня дорівнює $V_{piz} = \frac{Q_{num}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}} = 0,33$ мм/с.

Відповідно, залежність (2.78) набуває вигляду:

$$\tau = -77,135 \cdot \left[\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (2.85)$$

Аналогічно наведеним у п. 2.2 результатам розрахунків, у цьому випадку максимальна температура різання також приймає значення $\theta_{max} = 2000$ °С. У табл. 2.4 та на рис. 2.22 наведено розрахункові значення часу τ для випадків: $t = 0,01$ мм і $t = 1$ мм.

Для визначення конкретних значень температури різання під час шліфування θ для розглянутих випадків ($t = 0,01$ мм і $t = 1$ мм) необхідно

знати час $\tau = t/V_{\text{різ}}$. У першому випадку $\tau_1 = 0,01 \text{ мм} : 3,33 \text{ мм/с} = 0,003 \text{ с}$; у другому випадку $\tau_2 = 1 \text{ мм} : 0,33 \text{ мм/с} = 3 \text{ с}$. Як видно, у другому випадку температура різання під час шліфування θ більше, ніж у першому, тобто глибинне шліфування здійснюється із більшою температурою шліфування, ніж багатопрохідне шліфування. Зроблений висновок також впливає із залежності (2.78), розглядаючи у ній час $\tau = t/V_{\text{різ}}$.

Після перетворень маємо:

$$Q_{\text{num}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[\ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (2.86)$$

Розрахункові значення безрозмірної функції $f = \left[\ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]$,

що входить у залежність (2.86), наведено у табл. 2.5.

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення часу τ

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$\tau, \text{с}$: за залежністю (2.81)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	∞
$\tau, \text{с}$: за залежністю (2.85)	0	0,407	2,242	7,336	15,28	27,51	47,28	86,61	∞

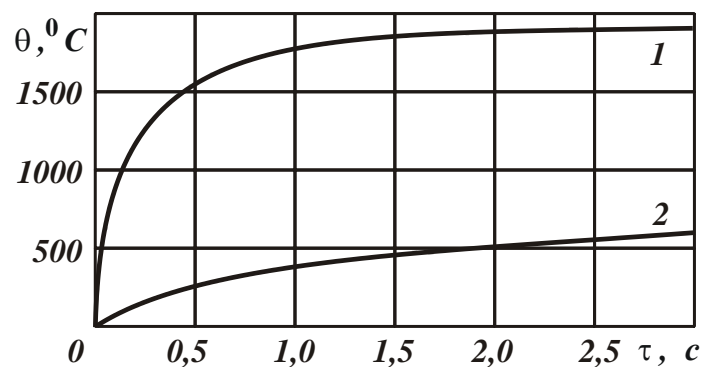


Рисунок 2.22 – Залежність θ від τ :

1; 2 – розрахунки за залежностями (2.81) і (2.85)

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення безрозмірної функції f

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$-f$	0	0,0053	0,029	0,095	0,198	0,357	0,613	1,129	∞

Як видно, зі збільшенням безрозмірної функції f температура різання під час шліфування θ збільшується. Отже, збільшення параметрів t і Q_{num} у залежності (2.86) призводить до збільшення температури різання θ . При цьому питома продуктивність обробки Q_{num} більше впливає на температуру різання θ , ніж глибина шліфування t , оскільки входить у залежність (2.86) із більшим ступенем. Тому домогтися зменшення температури різання θ для заданого значення Q_{num} можна зменшенням глибини шліфування t , тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Із урахуванням умови $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$ залежність (2.86) можна подати у вигляді:

$$V_{dem} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (2.87)$$

Як видно, під час одночинникової зміни параметрів режиму шліфування V_{dem} і t , відповідно до залежності (2.87), температура різання θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певних максимальних значень, що відповідає відомим експериментальним даним (рис. 2.23) [122].

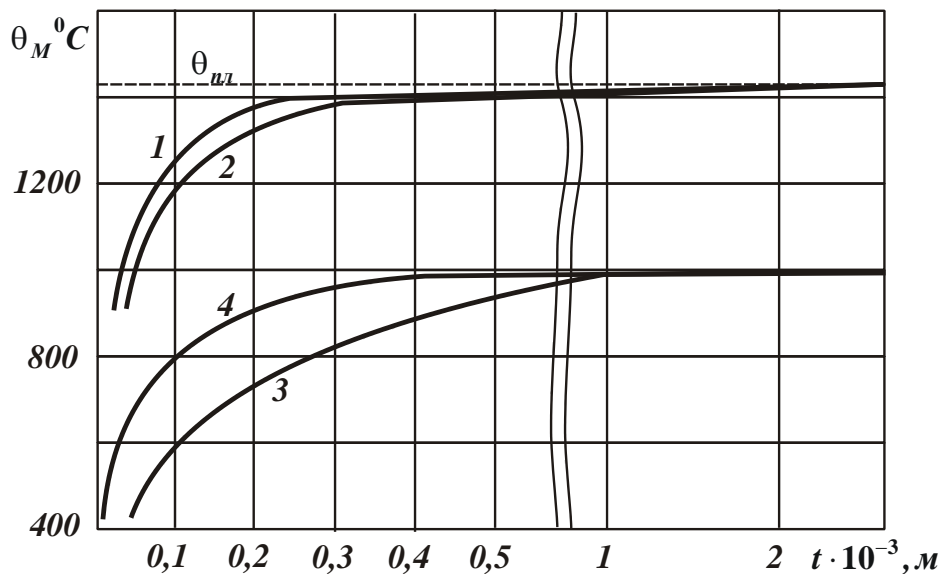


Рисунок 2.23 – Температурне поле під час шліфування на режимах різання:
 1 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{dem} = 0,05$ м/с (без застосування технологічного середовища);
 2 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{dem} = 0,05$ м/с (технологічне середовище із витратою $0,25 \cdot 10^{-3}$ м³/с);
 3 – $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{dem} = 0,01$ м/с (подача технологічного середовища у зону шліфування та на оброблювану поверхню);
 4 – $V_{кр} = 27$ м/с; $V_{dem} = (1 \dots 1,66) \cdot 10^{-3}$ м/с (із подачею технологічного середовища, як для випадку 3)

Із табл. 2.5 випливає, що незначна зміна температури різання під час шліфування θ вимагає внесення суттєвих змін до безрозмірної функції $f = \left[\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]$, що входить у залежність (2.87). Отже, щоб домогтися значного зменшення температури різання під час шліфування θ необхідно суттєво (багаторазово) зменшити швидкість деталі V_{det} або глибину шліфування t . При цьому умовне напруження різання σ , що входить у залежність (2.87), пропорційно впливає на температуру різання θ , тобто домогтися максимального ефекту під час вирішення завдання зменшення температури різання θ можна завдяки зменшенню умовного напруження різання σ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга. Цим показано, що управляти тепловою напруженістю процесу шліфування завдяки зміні параметрів режиму різання малоефективно, необхідно прагнути забезпечити підвищену ріжучу здатність шліфувального круга, застосовуючи ефективні методи його правлення та імпрегнації, ефективні технологічні середовища тощо.

У табл. 2.6 наведено розрахункові значення параметру $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{piz}}$ і часу τ_n , який визначається залежністю $\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot l_{2n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{piz}}$. Як видно, параметри l_{2n} і τ_n тим більше, чим більше температура різання θ та глибина шліфування t .

Таблиця 2.6 – Розрахункові значення параметрів l_{2n} і τ_n

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$l_{2n}, \text{мм} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,315	0,63	0,95	1,33	1,58	1,89	2,2	2,52
$l_{2n}, \text{мм} (t=1 \text{ мм})$	0	3,18	6,36	9,54	12,7	15,9	19,1	22,3	25,4
$\tau_n, \text{с} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,004	0,02	0,053	0,105	0,148	0,213	0,29	0,378
$\tau_n, \text{с} (t=1 \text{ мм})$	0	0,6	2,4	5,42	9,63	15,1	21,67	29,49	38,52

Із табл. 2.4 і табл. 2.6 випливає, що для значень температури різання $\theta = 250 \dots 500 ^\circ\text{C}$ значення τ і τ_n приблизно однакові. Зі збільшенням температури різання θ до $2000 ^\circ\text{C}$ відношення τ/τ_n збільшується. Це вказує на необхідність ураховання руху теплового джерела уздовж адіабатичного

стержня під час розрахунку параметрів теплового процесу в умовах шліфування.

За відомими значеннями τ і τ_n можна визначити кількість тепла, що утворюється під час шліфування та надходить до стружок і у адіабатичний стержень. Очевидно, у адіабатичний стержень надходить кількість тепла, яке визначається часом τ_n , а до стружок, що утворюються, – кількість тепла, яке визначається часом $\tau - \tau_n$.

Таким чином показано, що параметри τ_n і τ кількісно відрізняються, для них справедливе співвідношення: $\tau_n < \tau$. Це вказує на те, що формування температури шліфування в умовах руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня підпорядковується іншим закономірностям порівняно із випадком дії на адіабатичний стержень нерухомого теплового джерела. У цьому випадку $\tau_n = \tau$, тобто все тепло, що утворюється у процесі шліфування, витрачається на нагрівання адіабатичного стержня. У разі ж дії на адіабатичний стержень рухомого теплового джерела основна частина тепла надходить до стружок, що утворюються, і лише невелика частина тепла, що визначається часом $\tau_n < \tau$, витрачається на нагрівання адіабатичного стержня, тобто на нагрівання поверхневого шару оброблюваної деталі. Тому температура шліфування менше, ніж в разі дії на адіабатичний стержень рухомого теплового джерела.

У загальному випадку кількість тепла, що утворюється під час шліфування, дорівнює $Q = N \cdot \tau$, де $N = q \cdot F$ – потужність шліфування, Вт; $q = \sigma \cdot V_{piz}$ – щільність теплового потоку, Вт/м²; F – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м². Тоді кількість тепла, що надходить у адіабатичний стержень, дорівнює: $Q_{стерж}$ = $N \cdot \tau_n$, а кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, $Q_{струж}$ = $N \cdot (\tau - \tau_n)$. Рівняння балансу тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, та у адіабатичний стержень, набуває вигляду:

$$Q_{струж} + Q_{стерж} = N \cdot \tau \quad (2.88)$$

або

$$N \cdot (\tau - \tau_n) + N \cdot \tau_n = N \cdot \tau. \quad (2.89)$$

Рівняння (2.89) можна подати у вигляді:

$$\frac{(\tau - \tau_n)}{\tau} + \frac{\tau_n}{\tau} = 1. \quad (2.90)$$

Перший доданок рівняння (2.90) визначає частку тепла, що утворюється під час шліфування та переходить у стружки, що утворюються, а другий доданок – частку тепла, що утворюється під час шліфування та переходить у адіабатичний стержень, тобто у поверхневий шар оброблюваної деталі.

У табл. 2.7 наведено розрахункові значення часу $(\tau - \tau_n)$, відношень $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ і $(\tau - \tau_n)/\tau_n$, отриманих за значеннями τ і τ_n , які взято із табл. 2.4 і табл. 2.6 для $t = 0,01$ мм.

Таблиця 2.7 – Розрахункові значення $(\tau - \tau_n)$, $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ і $(\tau - \tau_n)/\tau_n$

$\theta, ^\circ\text{C}$	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$(\tau - \tau_n), \text{с}$	0,002	0,019	0,045	0,122	0,251	0,56	∞
$(\tau - \tau_n)/\tau$	0,091	0,264	0,3	0,452	0,541	0,659	∞
τ_n/τ	0,909	0,736	0,7	0,548	0,459	0,341	0
$(\tau - \tau_n)/\tau_n$	0,1	0,359	0,429	0,825	1,179	1,933	∞

Як видно, значення часу $(\tau - \tau_n)$ і τ_n (табл. 2.6), що визначають, відповідно, кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, та у адіабатичний стержень, збільшуються зі збільшенням температури різання під час шліфування θ . При цьому частка тепла, що переходить до стружок і визначається відношенням $(\tau - \tau_n)/\tau$, збільшується зі збільшенням температури різання θ , а частка тепла, що переходить у адіабатичний стержень і визначається відношенням τ_n/τ , навпаки, зменшується.

Відношення значень кількості тепла, що переходить до стружок, що утворюються, та у адіабатичний стержень $(\tau - \tau_n)/\tau$, збільшується зі збільшенням температури різання θ . Це свідчить про те, що зі збільшенням температури різання θ до $1500\text{ }^\circ\text{C}$ у адіабатичний стержень переходить більше тепла, ніж до стружок, що утворюються, а зі збільшенням температури різання θ від $1500\text{ }^\circ\text{C}$ до $2000\text{ }^\circ\text{C}$, навпаки, більше тепла переходить до стружок, що утворюються. Тому теоретично із точки зору збільшення частки тепла, що переходить до стружок, що утворюються, і зменшення частки тепла, що переходить у адіабатичний стержень, більш ефективно шліфування здійснювати за температурою різання $1500\text{ }^\circ\text{C} < \theta < 2000\text{ }^\circ\text{C}$. Однак, реалізувати на практиці цей діапазон зміни температури різання неможливо, оскільки він перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Таким чином, використовуючи отримані результати розрахунків, можна здійснювати визначення оптимальних параметрів режиму шліфування за критерієм найменшої температури шліфування.

2.6. Порівняння параметрів теплового процесу під час шліфування та лезової обробки

На основі отриманих теоретичних рішень можна провести теоретичний аналіз закономірностей формування температури різання під час шліфування і точінні, а також інших параметрів теплового процесу із урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі, розглядаючи припуск, що знімається, у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізаються кругом або різцем у процесі обробки.

Спочатку слід встановити максимальні значення параметрів τ_n , l_{2n} і θ , які визначаються залежностями (2.32) і (2.33), для умов плоского шліфування абразивним кругом радіусом $R_{кр} = 0,2$ м із глибиною шліфування $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м й питомою продуктивністю обробки $Q_{num} = 400$ мм²/хв загартованої сталі ШХ15: $\lambda = 42$ Вт/(м·град.); коефіцієнт температуропровідності $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Швидкість перерізання адіабатичного стержня $V_{різ} = Q_{num} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}} = 3,33$ мм/с. Умовне напруження різання [145]: $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{різ}$ (для сталі ШХ15: $\sigma_{cm} = 2000$ Н/мм²); $K_{різ} = 0,4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 10^{10}$ Н/м².

У результаті розрахунків встановлено, що для прийнятих вихідних даних $\tau_n = 0,378$ с; $l_{2n} = 2,52$ мм; $\theta = 2000$ °С.

У табл. 2.8 і на рис. 2.24 в узагальненому вигляді наведено розрахункові значення параметрів τ_n , l_{2n} , θ і τ_n / τ залежно від часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ , які взяті з табл. А.14, табл. А.16 (Додаток А), табл. 2.2 і табл. А.15 (Додаток А) для прийнятих у даній роботі вихідних даних та застосуванням програмного продукту Компас 3D.

Як видно, зі збільшенням часу τ час нагрівання адіабатичного стержня τ_n збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $\tau_n = 0,378$ с (рис. 2.24,а). Встановлено, що $\tau_n = 0,375$ с, а час $\tau_n = 3,266$ с.

Виходячи із табл. 2.8, зі збільшенням часу τ відношення $(\tau - \tau_n) / \tau$ збільшується, а відношення τ_n / τ , навпаки, зменшується. Отже, зі збільшенням

часу τ частка тепла, що переходить до стружок, що утворюються, збільшується, а частка тепла, що переходить у адіабатичний стержень, зменшується.

Таблиця 2.8 – Розрахункові значення τ_n , l_{2n} , θ , $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ

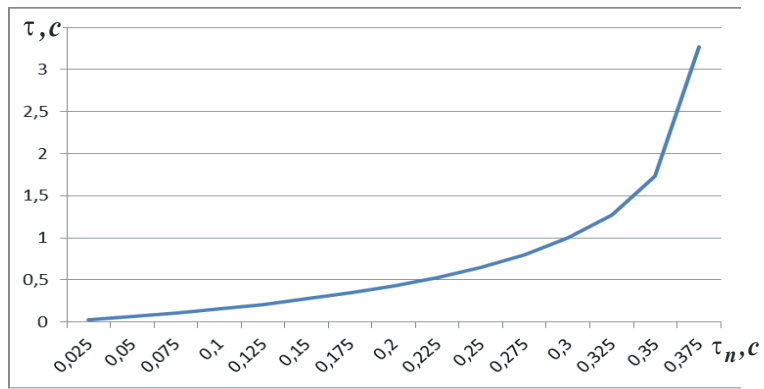
τ , с	τ_n , с	l_{2n} , мм	θ , град	$(\tau - \tau_n)/\tau$	τ_n/τ
0,030323	0,025	0,648267	513,8701	0,175552	0,824448
0,066795	0,05	0,916788	726,7221	0,251435	0,748565
0,108916	0,075	1,122831	890,0492	0,311393	0,688607
0,157085	0,1	1,296534	1027,74	0,363402	0,636598
0,212078	0,125	1,449569	1149,049	0,410595	0,589405
0,275043	0,15	1,587923	1258,72	0,454631	0,545369
0,347606	0,175	1,715153	1359,573	0,496556	0,503444
0,432091	0,2	1,833576	1453,444	0,537135	0,462865
0,531923	0,225	1,944801	1541,61	0,577006	0,422994
0,652395	0,25	2,05	1625	0,616797	0,383203
0,802292	0,275	2,150058	1704,314	0,657232	0,342768
0,997788	0,3	2,245662	1780,098	0,699335	0,300665
1,274021	0,325	2,33736	1852,785	0,744902	0,255098
1,735189	0,35	2,425593	1922,726	0,798293	0,201707
3,266376	0,375	2,510727	1990,21	0,885194	0,114806

Глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень l_{2n} (рис. 2.24,б) зі збільшенням часу τ збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $l_{2n} = 2,52$ мм. Так, за умови $\tau = 3,266$ с параметр $l_{2n} = 2,51$ мм (табл. 2.8). Температура різання під час шліфування θ (рис. 2.24,в) зі збільшенням часу τ , аналогічно параметру l_{2n} , збільшується, також асимптотично наближаючись до максимального значення $\theta = 2000$ °С. За умови $\tau = 3,266$ с параметр $\theta = 1990$ °С (табл. 2.8).

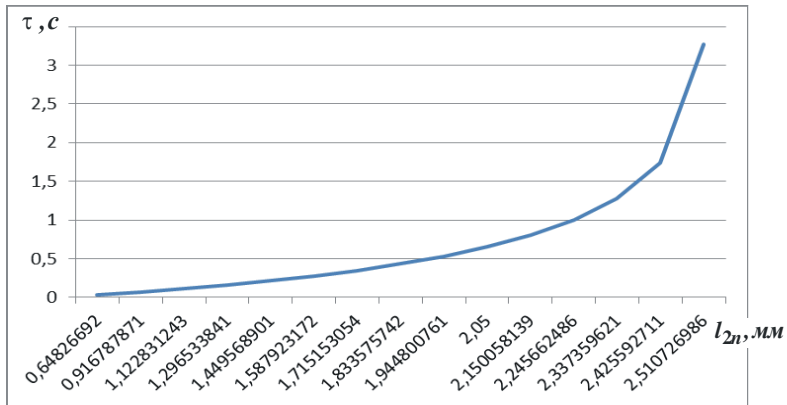
На рис. 2.24,г показано характер зміни відношення τ_n/τ від часу τ . Як видно, зі збільшенням часу τ відношення τ_n/τ зменшується, приймаючи при $\tau = 3,266$ с значення $\tau_n/\tau = 0,1148$ (табл. 2.8). У цьому випадку час τ_n у 8,71 разів менше часу τ .

Отримані у роботі та наведені раніше аналітичні залежності використано для визначення параметрів теплового процесу під час точіння (рис. 2.25):

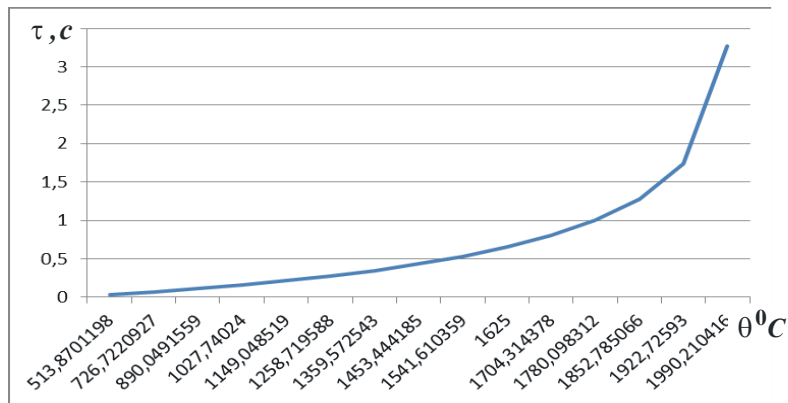
$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}); \quad l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}; \quad \theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}.$$



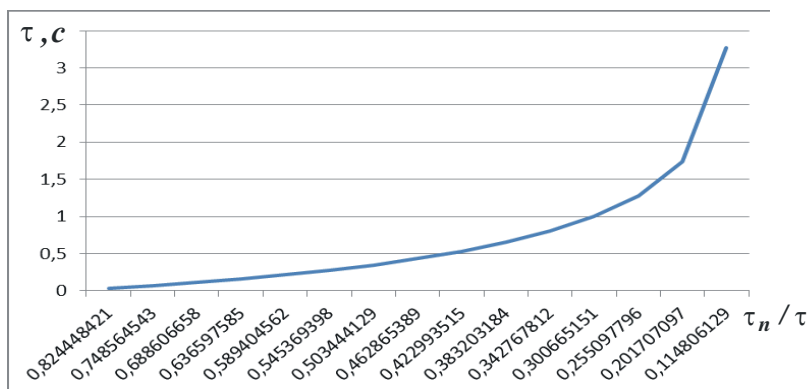
а



б



в



г

Рисунок 2.24 – Взаємозв'язок параметрів τ_n (а), l_{2n} (б), θ (в), τ_n / τ (г) і τ під час шліфування

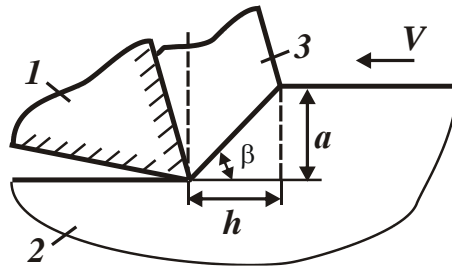


Рисунок 2.25 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час точіння: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка, що утворюється

Згідно рис. 2.25, швидкість перерізання адіабатичного стержня під час точіння визначається: $V_{piz} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$ [165], де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Умовне напруження різання визначається залежністю [145]: $\sigma = \sigma_{cm} \cdot \operatorname{ctg} \beta$. Тоді із урахуванням наведеної раніше залежності $\sigma = 2\sigma_{cm} / K_{piz}$, маємо: $K_{piz} = 2 \cdot \operatorname{tg} \beta$.

У табл. 2.9 наведено розрахункові значення величин $\sigma / \sigma_{cm} = \operatorname{ctg} \beta$; σ ; $K_{piz} = 2 \cdot \operatorname{tg} \beta$; $V_{piz} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$ залежно від умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β для вихідних даних: $\sigma_{cm} = 2000 \text{ Н/мм}^2$; $V = 300 \text{ м/с}$.

Таблиця 2.9 – Розрахункові значення параметрів σ / σ_{cm} , σ , K_{piz} , V_{piz}

β , градус	0	10	20	30	40	45
σ / σ_{cm}	∞	5,68	2,75	1,73	1,19	1
σ , Н/мм ²	∞	11360	5500	3460	2380	2000
K_{piz}	0	0,352	0,728	1,154	1,678	2
$V_{piz} \cdot 10^3$, мм/с	0	0,85	1,82	2,92	4,2	5

Із табл. 2.9 випливає, що зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β умовне напруження різання σ зменшується, а коефіцієнт різання K_{piz} під час точіння, навпаки, збільшується, приймаючи за умови $\beta \geq 30^\circ$ значення, більше одиниці, що відповідає умовам лезової обробки (точіння). Швидкість V_{piz} зі збільшенням кута β також збільшується, приймаючи при куті 45° найбільше значення, яке дорівнює швидкості різання V . Із урахуванням даних, наведених у табл. 2.9 за умов $\beta = 30^\circ$; $V_{piz} = 2,92 \text{ м/с}$; $\sigma = 0,346 \cdot 10^{10} \text{ Н/м}^2$ та розрахункових залежностей, отримано

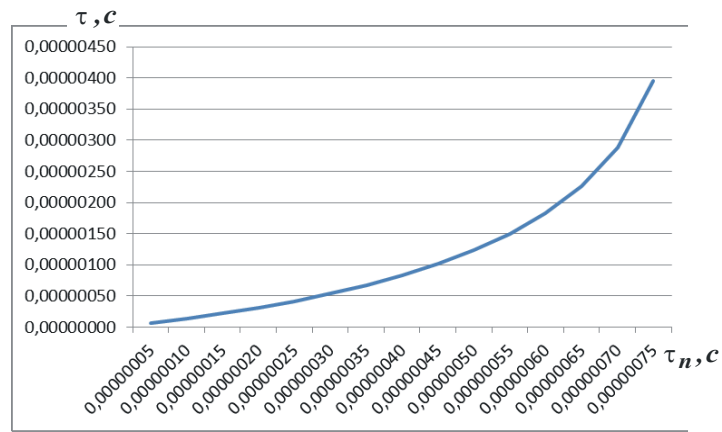
графіки зміни параметрів τ_n , l_{2_n} , θ і відношення τ_n/τ від часу перерізання різцем адіабатичного стержня τ (рис. 2.26, табл. 2.10).

Максимальні значення параметрів τ_n , l_{2_n} , θ для прийнятих вихідних даних, відповідно, дорівнюють: $\tau_n = 0,8 \cdot 10^{-6}$ с; $l_{2_n} = 3,668 \cdot 10^{-3}$ мм; $\theta = 692$ °С.

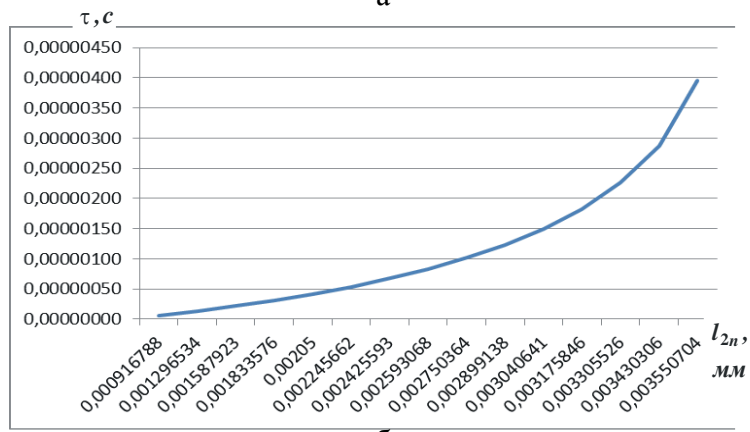
Як впливає із рис. 2.26 і табл. 2.10, параметри τ_n , l_{2_n} , θ приймають значно менші значення, ніж під час шліфування (табл. 2.8), що пов'язано зі зменшенням умовного напруження різання σ і часу контакту різця із адіабатичним стержнем τ завдяки збільшенню швидкості різання V . Відношення τ_n/τ залишається приблизно тим же, як і під час шліфування.

Отже, у процесі точіння менше ймовірність виникнення температурних дефектів на оброблюваній поверхні, ніж у процесі шліфуванні, що підтверджується практичними даними. Цим можна пояснити причини виникнення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях в умовах шліфування.

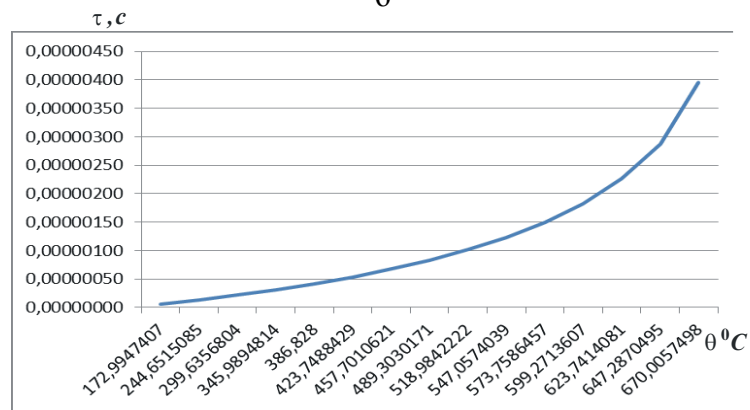
Згідно табл. 2.10, характер зміни відношень $(\tau - \tau_n)/\tau$ і τ_n/τ залишається таким же, як і під час шліфування (табл. 2.8), проте абсолютні значення τ і τ_n значно менше. Це призводить до зменшення температури різання θ і глибини проникнення тепла вглиб адіабатичного стержня l_{2_n} порівняно зі шліфуванням. У цьому випадку з'являється можливість здійснення на практиці сталого значення температури різання (рис. 2.1), що забезпечує збільшення продуктивності обробки без збільшення температури різання й відкриває нові перспективи високопродуктивної та високоякісної обробки. Під час шліфування така умова фактично неможлива, тому що час τ контакту шліфувального круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі (час перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом) значно менше часу τ_n і температура різання θ не встигає досягти сталого значення. Тому температура різання θ зі збільшенням часу τ буде збільшуватися до певного значення, яке менше встановленого значення. У зв'язку із цим, із певними фізичними припущеннями розрахунок температури різання θ під час шліфування можна здійснити без врахування перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом і переміщення теплового джерела вглиб адіабатичного стержня, тобто розглядаючи справедливим умову $\tau = \tau_n$ у всьому діапазоні зміни часу τ . Безсумнівно, це призведе до деякого збільшення температури різання θ , оскільки все тепло, що виділяється у процесі шліфування, буде переходити у оброблювану деталь.



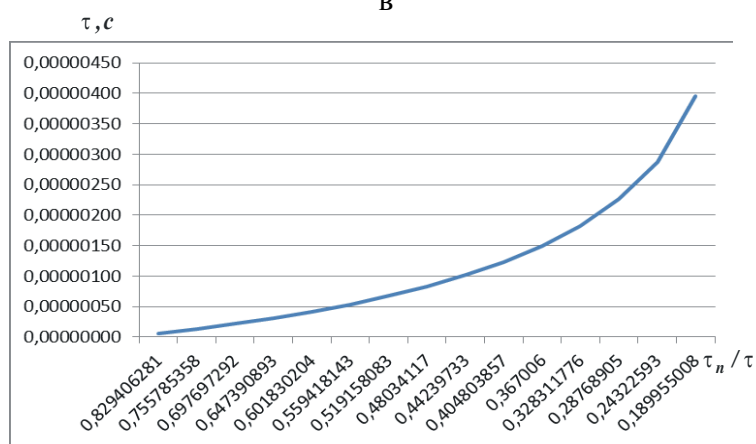
а



б



в



г

Рисунок 2.26 – Зв'язок параметрів: τ_n (а), l_{2n} (б), θ (в), τ_n/τ (г) і τ під час точіння

Таблиця 2.10 – Розрахункові значення параметрів τ_n , l_{2n} , θ , $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ під час точіння

τ , с	τ_n , с	l_{2n} , мм	θ , град	$(\tau - \tau_n)/\tau$	τ_n/τ
0,00000006	0,00000005	0,000917	172,9947	0,170594	0,829406
0,00000013	0,0000001	0,001297	244,6515	0,244215	0,755785
0,00000021	0,00000015	0,001588	299,6357	0,302303	0,697697
0,00000031	0,0000002	0,001834	345,9895	0,352609	0,647391
0,00000042	0,00000025	0,00205	386,828	0,39817	0,60183
0,00000054	0,0000003	0,002246	423,7488	0,440582	0,559418
0,00000067	0,00000035	0,002426	457,7011	0,480842	0,519158
0,00000083	0,0000004	0,002593	489,303	0,519659	0,480341
0,00000102	0,00000045	0,00275	518,9842	0,557603	0,442397
0,00000124	0,0000005	0,002899	547,0574	0,595196	0,404804
0,00000150	0,00000055	0,003041	573,7586	0,632994	0,367006
0,00000183	0,0000006	0,003176	599,2714	0,671688	0,328312
0,00000226	0,00000065	0,003306	623,7414	0,712311	0,287689
0,00000288	0,0000007	0,00343	647,287	0,756774	0,243226
0,00000395	0,00000075	0,003551	670,0057	0,810045	0,189955

Таким чином, визначено основні параметри теплового процесу під час шліфування та лезової обробки із урахуванням розподілу тепла, що переходить до стружок, що утворюються, та у оброблювану деталь. Встановлено, що температура різання й глибина проникнення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі із часом обробки безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до сталих значень, що визначаються умовою теплового насичення поверхневого шару оброблюваної деталі. Це пов'язано із тим, що частка тепла, що переходить у оброблювану деталь, зменшується, а частка тепла, що переходить до стружок, що утворюються, навпаки, збільшується. У результаті зменшується час нагріву поверхневого шару деталі порівняно із часом контакту шліфувального круга із фіксованою площиною оброблюваної деталі, що й зумовлює існування обмежень зміни температури різання та глибини проникнення тепла вглиб поверхневого шару деталі. Показано, що під час шліфування ці параметри теплового процесу менше, ніж під час лезової обробки, що пов'язано із меншою силовою напруженістю процесу різання та більшою швидкістю різання.

Використовуючи отримані аналітичні залежності для визначення параметрів теплового процесу під час шліфування та точіння (які можна застосо-

увати для різних методів механічної обробки), з'являється можливість прогнозувати умови забезпечення високоякісної та високопродуктивної фінішної обробки деталей машин. Так, отримані теоретичні результати викоростано для розроблення та впровадження у виробництво практичних рекомендацій щодо підвищення ефективності процесів точіння і шліфування, зокрема, для визначення раціональних параметрів режимів різання в умовах високошвидкісної обробки збірними твердосплавними інструментами зі зносостійкими покриттями на сучасних металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр".

2.7. Спрощені підходи до аналітичного визначення температури різання

У науково-технічній літературі [19, 111, 162] наведено фундаментальні теплофізичні рішення щодо процесів шліфування, проте вони достатньо складні для практичного застосування. Це вимагає отримання нових теоретичних рішень, які дозволяють достатньо просто підійти до визначення температури різання під час шліфування та обґрунтування оптимальних умов обробки, що забезпечують максимально можливу продуктивність та високу якість оброблюваних поверхонь. Із урахуванням сказаного, у даній роботі запропоновано достатньо простий і ефективний теоретичний підхід до визначення температури різання під час шліфування, який враховує баланс тепла, що надходить до стружок, що утворюються та у оброблювану деталь. Його суть полягає у тому, що припуск, який знімається, представлено набором нескінченно тонких прямолінійних адіабатичних стержнів, які розташовані перпендикулярно руху шліфувального круга (рис. 1.5) та перерізаються у процесі шліфування. Цей теоретичний підхід є подальшим розвитком підходу, запропонованого професором Якимовим О. В. [162], згідно із яким процес перерізання адіабатичних стержнів не розглядається, а розподіл тепла, що утворюється під час шліфування, враховується поправочним коефіцієнтом, встановленим експериментально. У запропонованому ж у цій роботі теоретичному підході (у результаті урахування перерізання адіабатичних стержнів шліфувальним кругом) розглядається рух теплового джерела уздовж адіабатичного стержня. Це дозволяє автоматично враховувати тепло, що утворюється у процесі шліфування та надходить до стружок і оброблювану деталь, відповідно, наблизити теорію та практику шліфування і науково обґрунтовано підійти до визначення температури різання як під час шліфування, так

і під час лезової обробки. Однак, отримані рішення вимагають складних чисельних розрахунків, що обмежує можливості достатньо просто аналітично визначити температуру різання та інші параметри теплового процесу в умовах механічної обробки. У зв'язку із цим виникає необхідність спрощення рівняння (2.73) й приведення його до аналітичного вигляду, зручного для проведення інженерних розрахунків. Це дозволить аналітично достатньо просто визначити температуру різання під час шліфування і точіння та обґрунтувати найбільш ефективні напрями її зменшення.

Для зручності рішення рівняння (2.73) його можна подати у вигляді:

$$(1-x) \cdot e^x = e^{-\alpha}, \quad (2.91)$$

де $x = \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta$; $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{різ}}^2 \cdot \tau$ – безрозмірні величини.

Після задання значення α , нескладно методом підбору визначити значення x (табл. 2.11), а, відповідно, й температуру різання θ .

Таблиця 2.11 – Розрахункові значення величини x

α	0,1	0,5	0,7	1	2	3
x за рівнянням (2.91)	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95	0,98
$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}}$	0,316	0,628	0,701	0,795	0,93	0,975
похибка розрахунку, %	19,0	10,0	7,8	5,3	2,1	0,5

Як видно, зі збільшенням величини α значення величини x безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до значення 1. За таким же законом змінюється і температура різання $\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot x$. Рівняння (2.91) можна

спростити, розглядаючи розкладання експоненційної функції e^x у ряд:

$$e^x = 1 + \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!} + \dots \quad (2.92)$$

і нехтуючи складовими, починаючи із третього доданка, розглядаючи їх нескінченно малими:

$$e^x \approx 1 + x. \quad (2.93)$$

Після підстановки залежності (2.93) у рівняння (2.91), отримано:

$$(1-x^2) = e^{-\alpha}. \quad (2.94)$$

Звідки

$$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}} \quad (2.95)$$

або

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{1 - e^{-\alpha}} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{1 - e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{пиз}}^2 \cdot \tau}} \quad (2.96)$$

У результаті отримано достатньо просту і зручну залежність для розрахунків температури різання θ . У табл. 2.11 наведено розраховані за залежністю (2.95) значення x . Як видно, зі збільшенням величини α значення x безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до значення 1. Однак, значення x менше аналогічних значень x , встановлених на основі рівняння (2.91) і наведених у табл. 2.11. Так, за умови $\alpha = 0,1$ їх розбіжність складає 19 %, а зі збільшенням величини α ця розбіжність зменшується та за умови $\alpha > 1$ становить менше 5 %. Це вказує на можливість використання залежностей (2.95) і (2.96) для визначення величини x і температури різання θ .

Для оцінювання меж зміни величини α під час плоского шліфування деталі, виготовлено із загартованої сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $\frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$), шліфувальним кругом із радіусом $R_{\text{кр}} = 0,2 \text{ м}$ у табл. 2.12 і табл. 2.13 наведено розрахункові значення величини α , які визначено із урахуванням співвідношень (рис. 1.5): $\tau = \frac{t}{V_{\text{пиз}}}$; $V_{\text{пиз}} = \frac{Q_{\text{num}}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}}$;

$Q_{\text{num}} = t \cdot V_{\text{дем}}$ за перетвореною залежністю:

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{\text{num}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} \quad (2.97)$$

де t – глибина шліфування, м;

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

Q_{num} – питома продуктивність обробки, м²/с.

Таблиця 2.12 – Розрахункові значення величини α за умови $Q_{\text{num}} = 400 \text{ м}^2/\text{с}$

t , мм	0,01	0,1	1,0	10
α	0,00396	0,0125	0,03986	0,125

Як видно, величина α у широкому діапазоні зміни питомої продуктивності обробки Q_{num} приймає невеликі значення, значно менше одиниці. Це вказує на доцільність використання рівняння (2.91) для визначення темпера-

тури різання під час шліфування θ , оскільки застосування залежності (2.96) може призвести до значних похибок розрахунку (більше 20 %).

Таблиця 2.13 – Розрахункові значення величини α за умови $Q_{num} = 2000 \text{ м}^2/\text{с}$

t , мм	0,01	0,1	1,0	10
α	0,0198	0,0625	0,198	0,626

Залежність (2.96) також можна спростити, якщо розкласти експоненційну функцію $e^{-\alpha}$ у ряд:

$$e^{-\alpha} = 1 - \frac{\alpha}{1!} + \frac{\alpha^2}{2!} - \frac{\alpha^3}{3!} + \dots \quad (2.98)$$

і нехтуючи складовими, починаючи із третього доданка, розглядаючи їх нескінченно малими:

$$e^{-\alpha} \approx 1 - \alpha. \quad (2.99)$$

Після підстановки залежності (2.99) у (2.95) і (2.96), отримано:

$$x = \sqrt{\alpha}; \quad (2.100)$$

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\alpha}. \quad (2.101)$$

За умови $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{риз}^2 \cdot \tau$ залежність (2.101) набуває вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot V_{риз} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} = q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (2.102)$$

У табл. 2.14 наведено розраховані за залежністю (2.100) значення x . Зі збільшенням величини α величина x безперервно збільшується, приймаючи значення, які менше або більше значень, встановлених на основі рівняння (2.91). Розбіжність цих значень досягає значних меж зі зміною величини α . Тому отримані залежності (2.95) і (2.96) більш точно визначають величину x і, відповідно, температуру різання θ , ніж залежності (2.100) – (2.102).

Таблиця 2.14 – Розрахункові значення величини x

α	0,004	0,1	0,5	0,7	1	2
x за рівнянням (2.91)	0,087	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95
$x = \sqrt{\alpha}$	0,063	0,314	0,7	0,833	1,0	1,42
похибка розрахунку, %	27,6	19,5	0	9,6	16,0	33,1

Слід порівняти залежність (2.73) із аналогічною залежністю, отриманою без урахування перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом, тобто без урахування переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня (рис. 1.5):

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (2.103)$$

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

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} \text{ – глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, м.}$$

У цьому випадку все тепло, що утворюється під час шліфування, надходить у оброблювану деталь. Тоді із урахуванням відношення $\tau = t / V_{\text{різ}}$ залежність (2.103) після перетворень набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{2 \cdot \alpha}. \quad (2.104)$$

Звідки

$$x = \sqrt{2 \cdot \alpha} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{\text{num}}}{\lambda} \cdot \frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}; \quad (2.105)$$

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{\text{num}}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{2 \cdot t}{R_{\text{кр}}}}. \quad (2.106)$$

Отримані залежності (2.104) – (2.106) аналогічні залежностям (2.100) – (2.102). Вони відрізняються лише множником $\sqrt{2} = 1,41$, тобто значення x і температури різання θ , розраховані на основі залежностей (2.104) – (2.106), більше у 1,41 разів.

У табл. 2.15 наведено розраховані за рівнянням (2.91) і залежністю (2.104) значення величини x .

Таблиця 2.15 – Розрахункові значення величини x

α	0,004	0,1	0,5	0,7	1	2
x за рівнянням (2.91)	0,087	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95
$x = \sqrt{2 \cdot \alpha}$	0,0894	0,447	1,0	1,183	1,414	2,0
похибка розрахунку, %	2,7	12,8	30	38	49	53

Як видно, за умови $\alpha < 0,1$ (що відповідає практичним даним) розбіжність значень x відносно незначна і складає до 12,8 %. Тому у даному діапазоні зміни величини α можна використовувати залежність (2.104) для визначення температури різання під час шліфування θ із достатнім ступенем точності. При цьому значення x , розраховані за залежністю (2.104), більше значень x , розрахованих за рівнянням (2.91), оскільки у цьому випадку не враховується тепло, яке переходить до стружок, що утворюються, а враховується лише тепло, яке переходить у оброблювану деталь.

Слід зазначити також, що значення x , розраховані за залежністю (2.10), можуть перевищувати одиницю, тоді як значення x , розраховані за рівнянням (2.91), завжди менше одиниці (асимптотично наближаються до одиниці).

Таким чином показано, що за умови $\alpha < 0,1$ із достатньо високим ступенем точності розрахунок температури різання під час шліфування θ можна виконати за спрощеною залежністю (2.106). Для цього необхідно знати кількісне значення умовного напруження різання σ , яке встановлюється розрахунково-експериментальним шляхом на основі вимірювання тангенціальної складової сили різання P_z із урахуванням аналітичної залежності [145]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мит}, \quad (2.107)$$

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

$Q = Q_{нит} \cdot B$ – продуктивність обробки, м³/с;

B – ширина шліфування, м;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Із залежності (2.106) випливає, що зменшити температуру різання θ під час шліфування можна зменшенням параметрів σ , $Q_{нит}$ і t , причому, найбільшою мірою шляхом зменшення умовного напруження різання σ , що входить до залежності (2.106) із найбільшим ступенем. Для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{нит} = t \cdot V_{дет}$ зменшити температуру різання під час шліфування θ можна зменшенням глибини шліфування t і, відповідно, збільшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Зменшуючи глибину шліфування t , можна домогтися збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{нит}$ за заданою температурою різання θ .

Важливим слід розглядати оцінювання максимально можливих значень величини α для умов лезової обробки (поздовжнього точіння). Для цього у

залежності $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{piз}^2 \cdot \tau$ швидкість перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом $V_{piз}$ необхідно подати залежністю: $V_{piз} = V \cdot tg\beta$, а час перерізання адіабатичного стержня – залежністю $\tau = a/V_{piз}$, де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу; a – товщина зрізу, м. Тоді

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V \cdot tg\beta \cdot a. \quad (2.108)$$

В умовах поздовжнього точіння добуток параметрів $V \cdot a = Q_{num}$ й, відповідно, продуктивність обробки $Q = Q_{num} \cdot v = V \cdot a \cdot v$, де v – ширина зрізу, м. Оскільки $a \cdot v = S \cdot t$ [9], то $Q = V \cdot S \cdot t$, де S – подача, м/об.; t – глибина різання, м.

В умовах шліфування продуктивність обробки $Q = V_{dem} \cdot B \cdot t$. Цим показано, що залежності для визначення продуктивності обробки в умовах поздовжнього точіння та шліфування ідентичні для значень: $V \approx V_{dem}$, $S \approx B$. Однак, в умовах поздовжнього точіння швидкість різання V багаторазово перевищує швидкість переміщення деталі V_{dem} в умовах шліфування. Тому продуктивність обробки в умовах поздовжнього точіння значно більше, ніж в умовах шліфування.

Як відомо, швидкість різання в умовах поздовжнього точіння твердосплавним різцем може приймати значення у межах від 0 до 1000 м/хв і більше, відповідно, товщина зрізу a може змінюватися у межах від 0 до 1 мм і більше. Тому слід визначити значення величини α для $V = 1000$ м/хв і $a = 0,1$ мм за умови $\beta = 20^\circ$ (тобто $tg\beta = 0,364$). У результаті розрахунків отримано: $\alpha = 1,2$.

Виходячи із табл. 2.11, за умови $\alpha = 1,2$ величина x наближається до сталого значення $x \rightarrow 1$. У цьому випадку розбіжність результатів розрахунків, виконаних за рівнянням (2.91) і залежністю (2.95), невелика – у межах 5 %. Це вказує на можливість використання залежності (2.95) для визначення величини x й, відповідно, температури різання θ . Таким чином показано, що в умовах поздовжнього точіння розрахунок величини x можна виконувати за залежністю (2.95), а в умовах шліфування – за залежністю (2.105). Це пов'язано із тим, що в умовах поздовжнього точіння величина α значно (у понад 20 разів) більше, ніж в умовах шліфування, а продуктивність обробки – більше у понад 100 разів.

Для оцінювання можливостей застосування тієї чи іншої залежності для розрахунку температури різання необхідно попередньо визначити значення величини α . Якщо виявиться, що $\alpha < 0,1$, то під час розрахунку температури різання слід використати залежність (2.106), а за умови $\alpha > 0,1$ – залежність (2.96).

За умови $x \rightarrow 1$ у першому наближенні в умовах поздовжнього точіння температуру різання θ можна визначити за спрощеною залежністю:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.109)$$

У цьому випадку температура різання θ залежить лише від однієї змінної величини – умовного напруження різання σ : чим більше σ , тим більше θ . Отже, з'являється можливість збільшення параметрів режиму різання і, відповідно, продуктивності обробки без збільшення температури різання θ . Однак для реалізації цієї умови необхідно забезпечити високу ріжучу здатність лезового інструменту в умовах високих температур різання та знизити інтенсивність тертя у зоні різання. Це можна досягти застосуванням сучасних збірних твердосплавних і керамічних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва, наприклад, виробництва фірми ISCAR [39, 86].

Необхідно зазначити, що в умовах шліфування умовне напруження різання σ значно більше, ніж в умовах поздовжнього точіння внаслідок інтенсивного тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом і наявності негативних передніх кутів у ріжучих зерен. Цим обумовлена більш висока температура різання та значна ймовірність появи на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів в умовах шліфування порівняно із точінням. Цим також обумовлена можливість високопродуктивного високошвидкісного різання в умовах поздовжнього точіння без утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях, що узгоджується із практичними даними.

Результати теоретичних досліджень використано на ряді підприємств України під час створення та впровадженні ефективних технологічних процесів механічної обробки (точінні, шліфуванні та ін.) із застосуванням сучасних ріжучих інструментів закордонного виробництва. Це дозволило у 2 ... 5 разів збільшити продуктивність обробки, забезпечити високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь, знизити собівартість обробки.

Таким чином, у роботі наведено отримані спрощені аналітичні залежності для визначення температури різання під час шліфування та лезової

обробки, що дозволяє достатньо просто розрахувати температуру різання. Показано, що основна частка тепла, що утворюється під час шліфування, надходить у оброблювану деталь, а під час лезової обробки, навпаки, фактично все тепло надходить до стружок, що утворюється, внаслідок збільшення продуктивності обробки. При цьому температура різання під час шліфування більше, ніж під час лезової обробки (поздовжнього точіння) у зв'язку зі збільшення умовного напруження різання, обумовленого інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і наявністю негативних передніх кутів на ріжучих зернах. Тому основною умовою зменшення температури різання в умовах механічної обробки слід розглядати зменшення умовного напруження різання.

Висновки

1. У роботі розроблено уточнені теоретичні підходи (чисельний та аналітичний) до розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування. Це дозволило всебічно оцінити достовірність отриманого у розділі 1 теоретичного рішення та можливості його подальшого використання на практиці для визначення умов зменшення температури різання під час шліфування та лезової обробки. Для цього на першому етапі виконано чисельні розрахунки часу нагрівання адіабатичних стержнів, якими умовно представлений припуск, що знімається, та які перерізаються шліфувальним кругом у процесі шліфування. Встановлено, що час нагрівання адіабатичного стержня може бути до 10 разів менше часу його контакту із шліфувальним кругом. Це пов'язано із тим, що час нагрівання адіабатичного стержня із часом обробки збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення, що визначається умовою теплового насичення поверхневого шару оброблюваної деталі. Розрахунками встановлено, що за таким самим законом змінюються температура різання під час шліфування й глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, що дозволяє оцінювати товщину дефектного шару оброблюваної деталі. Доведено, що значна частка тепла, що утворюється під час шліфування, надходить до стружок, що утворюються, а в оброблювану деталь надходить менша частка тепла. На основі цього отримано розрахункові залежності для визначення максимальних значень часу нагрівання адіабатичного стержня, глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі й температури різання під час шліфування. Показано, що завдяки урахуванню перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом температура різан-

ня зменшується більш ніж у два рази, а це приводить у відповідність теорію та практику шліфування. Це дозволяє, принципово по-новому, підходити до визначення оптимального часу контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю й, відповідно, параметрів режиму шліфування та характеристик круга, виходячи із обмежень за температурою різання. Встановлено також, що довжина зрізаної ділянки адіабатичного стержня (рівної глибині шліфування) завжди більше глибини проникнення тепла у оброблювану деталь, а температура різання визначається довжиною всього нагрітого адіабатичного стержня.

2. Теоретично встановлено, що максимальна температура різання під час шліфування визначається лише умовним напруженням різання й не залежить від параметрів режиму шліфування та характеристик шліфувального круга. Тому основною умовою зменшення температури різання є зменшення умовного напруження різання шляхом зниження тертя у зоні різання й підвищення ріжучої здатності шліфувального круга. Виходячи із цього, запропоновано інженерну методику розрахунку й наведено приклади розрахунку із використанням програмного продукту Компас 3D температури різання під час шліфування та глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі із урахуванням розподілу тепла між оброблюваною деталлю й стружками, що утворюються. Це дозволило обґрунтувати умови зменшення температури різання й розробити практичні рекомендації.

3. Провено кількісне оцінювання балансу тепла і температури різання під час шліфування на основі отриманих теоретичних рішень і встановлено, що в умовах звичайного багатопрохідного шліфування частка тепла, що надходить до стружок, що утворюються, значно менше частки тепла, що надходить в оброблювану деталь. Відповідно, температура різання набуває відносно невеликих значень. В умовах глибинного шліфування, навпаки, до 80% тепла надходить до стружок, що утворюються, а температура різання потенційно може досягти значення максимальної температури різання і забезпечити реалізацію встановленого теплового процесу, що встановився у часі. За умови зменшення максимальної температури різання до значень, які менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, це дозволить домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки без зниження якості оброблюваної поверхні.

4. У роботі аналітично на підставі єдиного підходу визначено основні параметри теплового процесу під час шліфування і точіння із урахуванням розподілу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, та оброблювану деталь. Встановлено, що під час точіння, як і під час шліфування, температу-

ра різання й глибина проникнення тепла вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі з часом обробки безперервно збільшуються, асимптотично наближаючись до сталих значень, які визначаються умовою теплового насичення поверхневого шару оброблюваної деталі. Це пов'язано із тим, що частка тепла, що надходить в оброблювану деталь, зменшується, а частка тепла, що надходить до стружок, що утворюються, навпаки, збільшується. У результаті зменшується час нагрівання поверхневого шару деталі порівняно із часом контакту шліфувального круга із фіксованою площиною оброблюваної деталі, що й зумовлює існування обмежень зміни температури різання та глибини проникнення тепла вглиб поверхневого шару деталі. Показано, що під час шліфуванні ці параметри теплового процесу менше, ніж під час лезової обробки, що пов'язано із меншою силовою напруженістю процесу різання та більшою швидкістю різання. Тому під час точіння менше імовірність виникнення температурних дефектів на оброблюваній поверхні, ніж під час шліфування, що підтверджується практичними даними. При цьому температура різання під час шліфування більше, ніж під час лезової обробки у зв'язку зі збільшеним умовним напруженням різання, обумовленим інтенсивним тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і наявністю негативних передніх кутів на ріжучих зернах. Тому основною умовою зменшення температури різання є зменшення умовного напруження різання.

5. Аналітично визначено умову зменшення максимальної температури різання, за досягнення якої все тепло, яке виділяється у процесі різання, надходить у стружку, що утворюється. Ця умова є суттєвим чинником підвищення якості та продуктивності обробки. Домогтися виконання цієї умови можна шляхом зменшення умовного напруження різання, особливо, під час застосування високошвидкісної обробки, оскільки зі збільшенням швидкості різання зменшується кількість тепла, що надходить у оброблювану деталь, а фактично все тепло, що виділяється у процесі різання, надходить у стружку, що утворюється. Це дозволяє підвищити якість й продуктивність обробки внаслідок зниження температури у поверхневому шарі оброблюваної деталі. Встановлено, що отримане теоретичне рішення узгоджується із результатами експериментальних досліджень. Це дозволяє ефективно використовувати на підприємствах України сучасні збірні твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва, які характеризуються високою тепловою стійкістю в умовах високошвидкісної обробки. Надано практичні рекомендації щодо ефективного застосування цих інструментів у виробництві за умов забезпечення високих показників якості та продуктивності обробки.

Розділ 3

Теоретичне обґрунтування оптимальних умов шліфування за температурним критерієм

3.1. Аналітичне визначення умов зменшення температури різання під час переривчастого шліфування

Загальновідомо, що застосування переривчастого шліфування дозволяє зменшити температуру різання та підвищити якість обробки деталей машин порівняно із шліфуванням суцільними кругами. Ефект обробки досягається шляхом вилучення утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Це дозволяє метод переривчастого шліфування широко застосовувати на операціях чистового шліфування на підприємствах авіа-, приладо- та машинобудування [191].

Однак, в умовах шліфування виробів із важкооброблюваних матеріалів (керамік, твердих сплавів, високоміцних сталей, наплавлених матеріалів тощо) виникає необхідність знімання більш значних припусків зі збільшеною продуктивністю обробки. Застосування переривчастого шліфування у цих умовах стає малоефективним [188]. Тому, виходячи із міжнародного досвіду, постійно вдосконалюють конструкції переривчастих кругів та технологій їх застосування, що забезпечує підвищення продуктивності та виключення утворення на оброблюваних поверхнях припикань [196] та мікроструктурних ушкоджень [197]. Так, у роботі [175] запропоновано сегментний круг, що дозволяє зменшити температуру шліфування значно нижче критичної межі, та вилучає утворення припикань на оброблюваній поверхні (титанового сплаву Ti-6Al-4V). У роботі [199] також показано, що, здійснюючи переривчасте шліфування сучасної кераміки за допомогою сегментного круга спеціальної конструкції T-Tool, можна досягти зменшення сили та температури різання, збільшити швидкість знімання матеріалу, особливо під час шліфування кераміки SiC [200]. У роботі [189] запропоновано нову конструктивну схему шліфувального круга із канавкою. При цьому тільки частина канавки на крузі має прорізи, а режим шліфування канавкою і неканавкою, які чергуються, забезпечує зменшення температури шліфування.

Разом із тим, під час створення нових конструкцій переривчастих кругів та технологій їх застосування використовують у основному результати експериментальних досліджень, що дозволяють отримати лише часткові рішення,

які справедливі для конкретних умов обробки та які не дають загального (узагальнюючого) уявлення щодо шляхів зменшення температури різання та підвищення продуктивності обробки. Як відомо, більш загальні рішення можна отримати на основі теоретичних досліджень. Виходячи із цього, важливо встановити узагальнені теоретичні рішення для визначення умов суттєвого зменшення температури різання та підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Це дозволить у широких межах зміни параметрів режиму шліфування та характеристик переривчастих кругів знаходити оптимальні рішення для подальшого вдосконалення переривчастого шліфування.

Тому для обґрунтування умов зниження температури різання у роботі [137] розроблено практичні рекомендації щодо вибору геометричних характеристик переривчастого профілю робочих поверхонь абразивних кругів. У роботі [202] запропоновано здійснювати просочення переривчастих кругів контактним способом, а у роботі [203] запропоновано ефективні склади твердого мастила для просочення переривчастих кругів. Встановлено, що важливим чинником зменшення температури під час переривчастого шліфування є застосування абразивних високопористих кругів [179], алмазних кругів [50] та ефективних технологічних середовищ [182].

У роботі [183] запропоновано метод проектування оптимальної геометрії переривчастої робочої поверхні круга. У роботі [172] теоретично та експериментально встановлено, що температура різання під час плоского переривчастого шліфування залежить від стану зачеплення сегментів круга – числа теплових імпульсів у зоні шліфування. У роботі [201] наведено розрахунок довжин виступів та вирізів переривчастого круга із урахуванням теплового та динамічного чинників.

У роботі [126] розроблено узагальнену математичну модель теплового процесу переривчастого шліфування. Встановлено, що зменшити температуру шліфування можна зменшенням часу контакту робочого виступу круга із оброблюваною деталлю, тобто зменшенням довжини робочого виступу круга. Такий результат отримано теоретичним шляхом у роботах [68, 120, 145, 146]. Однак, у наведених розрахунках не враховується збільшення фактичної глибини шліфування у зв'язку із тим, що частина оброблюваного матеріалу залишається невидаленою у момент переривання процесу шліфування (у момент проходження кожного вирізу круга) і його необхідно видалити під час наступного контакту робочого виступу круга із оброблюваною деталлю. Очевидно, це призводить до підвищення температури різання. Тому зменшення довжини робочого виступу круга неоднозначно впливає на температуру рі-

зання під час переривчастого шліфування. Із однієї сторони, зі зменшенням довжини робочого виступу круга зменшується час його контакту із оброблюваною деталлю, що призводить до зменшення температури різання. Із іншої сторони, збільшується фактична глибина шліфування, що призводить до підвищення температури різання. Отже, має існувати екстремум (мінімум) температури різання залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. Це принципово змінює наявні уявлення щодо закономірностей формування температури різання під час переривчастого шліфування. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови виникнення екстремуму (мінімуму) температури різання під час переривчастого шліфування із урахуванням збільшення фактичної глибини шліфування та екстремального характеру зміни температури різання залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. На цій основі необхідно встановити умови суттєвого зменшення температури різання та підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Це дозволить уточнити відомі теоретичні рішення щодо вибору оптимальних умов здійснення переривчастого шліфування за температурним критерієм, що має важливе наукове та практичне значення під час створення ефективних технологій переривчастого шліфування.

Слід зазначити, що відрізні переривчасті алмазні круги отримали застосування на операціях розрізання важкооброблюваних матеріалів, що здійснюються із надзвичайно великими глибинами різання – до 30 мм і більше (та із невеликою швидкістю деталі), тобто за умов глибинного шліфування. Ці відрізні переривчасті алмазні круги забезпечують зменшення температури різання порівняно із звичайними відрізними кругами із суцільною робочою поверхнею. У результаті на оброблюваних поверхнях відсутні температурні дефекти, тобто забезпечується якісна обробка. Це свідчить про існування значних невиявлених технологічних резервів переривчастого шліфування, що пов'язані зі зменшення температури різання. Однак у науково-технічній літературі відсутні теоретичні рішення, що дозволяють оцінити граничні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування в умовах багатопрохідного та глибинного шліфування. Тому актуальним слід розглядати завдання визначення шляхів суттєвого зменшення температури різання та, відповідно, підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Для цього необхідно теоретично оцінити граничні технологічні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування та на цій основі розробити практичні рекомендації щодо технологічного забезпечення високопродуктивної та високоякісної обробки.

Для розрахунку температури різання слід скористатися розрахунковою схемою параметрів плоского шліфування, у якій припуск, що знімається, умовно представлено пакетом нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізає шліфувальний круг (рис. 1.5 [79, 186]). Прийнято, що тепло, яке виділяється у процесі шліфування, надходить у оброблювану деталь, тобто надходить вздовж адіабатичних стержнів вглиб поверхневого шару деталі. У цьому випадку температуру різання θ можна визначити за відомою залежністю [79, 186]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (3.1)$$

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

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

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

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

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

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

τ – час перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом, с.

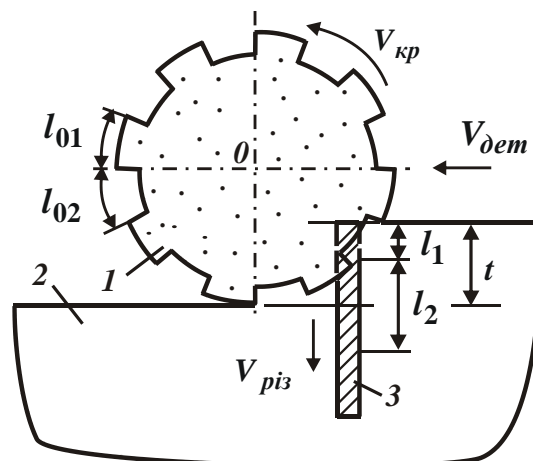


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема температури різання під час плоского переривчастого шліфування: 1 – переривчастий шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень

Із методичної точки зору спочатку важливо спрощено визначити температуру різання θ під час шліфування суцільним кругом (рис. 1.5) для порівняння із температурою різання θ під час шліфування переривчастим кругом. Швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним шліфувальним кругом V_{piz} визначається залежністю $V_{piz} = t / \tau$, де t – глибина шліфування, м; $\tau = l / V_{dem}$; $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м; $R_{кр}$ – радіус круга, м; V_{dem} – швидкість деталі, м/с. Тоді

$$V_{piz} = \frac{t}{\tau} = \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}} \cdot V_{dem}. \quad (3.2)$$

Після перетворення залежність (3.1) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot Q_{num}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр}}}, \quad (3.3)$$

де $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

Із залежності (3.3) випливає, що зменшити температуру різання θ можна зменшенням параметрів σ , Q_{num} , t і збільшенням $R_{кр}$. При цьому швидкість деталі V_{dem} визначається залежністю $V_{dem} = Q_{num} / t$. Очевидно, ефективною схемою шліфування є багатопрхідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі [79].

Під час плоского шліфування переривчастим кругом (рис. 3.1) температура різання θ визначається залежністю (3.1) із урахуванням виразу $\tau = \tau_{01} = l_{01} / V_{кр}$, де τ_{01} – час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, с; l_{01} – довжина робочого виступу переривчастого круга, м; $V_{кр}$ – швидкість круга, м / с. Швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{piz_{01}}$ визначається за умови:

$$P = \tau_0 \cdot V_{piz} = \tau_{01} \cdot V_{piz_{01}}, \quad (3.4)$$

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

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

V_{piz} – швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом, м/с.

За умови (3.4) отримано:

$$V_{pi3_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot V_{pi3}. \quad (3.5)$$

Із урахуванням залежності (3.2) маємо:

$$V_{pi3_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}} \cdot V_{dem}. \quad (3.6)$$

Після підстановки залежності (3.6) і виразу $\tau = \tau_{01} = l_{01}/V_{кр}$ у залежність (3.1) остаточно визначено температуру різання θ під час плоского шліфування переривчастим кругом:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot V_{dem} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{a \cdot t}{R_{кр} \cdot V_{кр}}}. \quad (3.7)$$

Із залежності (3.7) випливає, що довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} неоднозначно впливає на температуру різання θ . Це пов'язано із тим, що, створюючи періодично змінювані виступи і вирізи на робочій поверхні круга, зменшується час контакту переривчастого круга (робочого виступу круга) із оброблюваною деталлю і, відповідно, зменшується глибина проникнення тепла поверхневий шар оброблюваної деталі $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$. Однак, відповідно до залежності (3.6), збільшується швидкість перерізання адиабатичного стержня переривчастим кругом $V_{pi3_{01}}$. Таким чином, параметри $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ і $V_{pi3_{01}}$ зі зміною довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} протилежно впливають на температуру різання θ . Це і визначає, відповідно до залежності (3.7), існування екстремального значення температури різання θ зі зміною l_{01} . Для його визначення залежність (3.7) слід підпорядкувати необхідній умові екстремуму: $\theta'_{l_{01}} = 0$. У результаті отримано екстремальне значення довжини робочого виступу переривчастого круга: $l_{01} = l_{02}$.

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

$$\theta = \frac{2\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a \cdot Q_{num} \cdot V_{dem} \cdot l_{01}}{R_{кр} \cdot V_{кр}}}. \quad (3.8)$$

У табл. 3.1 і на рис. 3.2 наведено розрахункові значення виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right)$, що входить у залежність (3.7), для різних значень довжини

робочого виступу переривчастого круга l_{01} . Як видно, із збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} вираз $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ змінюється за екстремальною залежністю, приймаючи мінімальне значення за умови $l_{01} = l_{02} = 10$ мм. Отже, розрахунок екстремального значення параметру l_{01} згідно залежності (3.7) виконано правильно.

Таблиця 3.1 – Розрахункові значення виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ за умови $l_{02} = 10$ мм

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

Як впливає із табл. 3.1, вираз $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ незначно збільшується зі збільшенням l_{01} за умови $l_{01} > l_{02} = 10$ мм. Тому параметр l_{01} можна збільшувати до значень, що перевищують довжину вирізу на робочій поверхні переривчастого круга, із метою зменшення зношування робочого виступу переривчастого круга, оскільки температура шліфування у цьому випадку залишається фактично незмінною. Цим пояснюється те, що на практиці приймають відношення l_{01} / l_{02} , що приблизно дорівнює 3 [126,137].

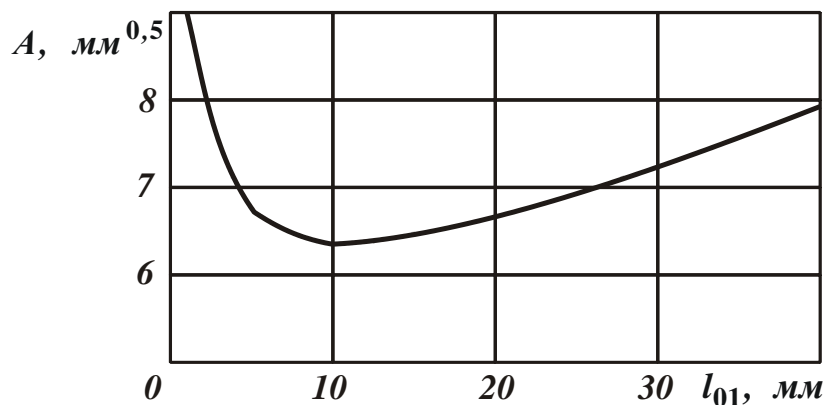


Рисунок 3.2 – Залежність значень виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ від довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01}

Виходячи із залежності (3.8), зменшити мінімальну температуру різання θ_{min} можна зменшенням параметрів σ , Q_{num} , V_{det} , l_{01} і збільшенням параметрів $R_{кр}$ і $V_{кр}$. Чим менше швидкість деталі V_{det} , тим більше може бути питома продуктивність обробки Q_{num} під час переривчастого шліфування.

Зменшення швидкості деталі V_{det} при заданому значенні питомої продуктивності обробки Q_{num} свідчить про необхідність збільшення глибини шліфування $t = Q_{num}/V_{det}$. Тому обробку слід здійснювати в умовах глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, що наближена до висоти круга [145].

Отримане аналітичне рішення є новим, відсутнім у науково-технічній літературі. Воно протилежне аналітичному рішення, що впливає із залежності (3.3), отриманому під час плоского шліфування суцільним кругом. Отже, основний ефект переривчастого шліфування, який пов'язаний із зменшенням температури різання, досягають під час глибинного шліфування, тоді як основний ефект шліфування суцільним кругом досягають під час багато-прохідного шліфування. У цьому полягає наукова новизна одержаного теоретичного рішення.

Таким чином, у роботі теоретично визначено граничні технологічні можливості зменшення температури різання під час переривчастого шліфування, для досягнення яких необхідно забезпечити повне охолодження оброблюваного матеріалу до початкового значення шляхом застосування ефективних охолоджуючих середовищ, наприклад, їх розпиленням.

Слід зазначити, що отримане аналітичне рішення передбачає зменшення температури різання до початкового значення (що відповідає повному охолодженню деталі) у момент проходження вирізу переривчастого круга над зоною шліфування після кожного контакту робочого виступу із оброблюваним матеріалом. Для досягнення цієї умови необхідно у зону шліфування інтенсивно подавати охолоджувальну рідину. Це підтверджується експериментальними даними професора Якімова О. В. (рис. 3.3 [162]), за якими після кожного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура різання може зменшуватися до початкового значення. У результаті максимальні (пікові) значення температури різання під час переривчастого шліфування менше температури різання, що встановилася під час шліфування суцільним кругом.

У роботі [164] також експериментально встановлено, що після кожного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріа-

лом температура різання зменшується до значення, яке більше за початкове значення (рис. 3.4). Однак із часом обробки ці значення фактично стабілізуються і призводять до стабілізації максимальних (пікових) значень температури різання під час переривчастого шліфування, які менше температури різання, що встановилася під час шліфування суцільним кругом.

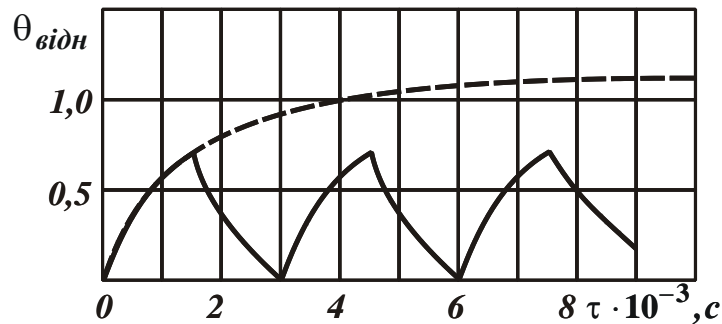


Рисунок 3.3 – Розрахункові значення відносних температур різання $\theta_{відн}$ під час шліфування суцільним (контурна лінія) та переривчастим (суцільна лінія) кругами [162]

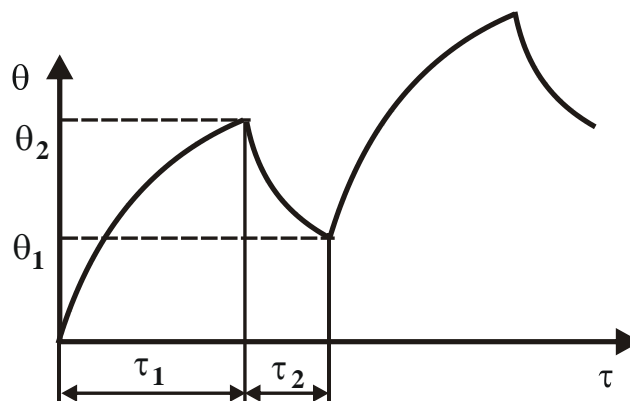


Рисунок 3.4 – Характер зміни температури різання θ в умовах переривчастого шліфування із часом обробки τ

У роботі [163] експериментально встановлено, що ріжуча здатність переривчастого круга, що визначається відомим параметром – питомим зніманням металу $K = Q/P_y$, значно вище, ніж ріжуча здатність суцільного круга, особливо після певного часу шліфування (рис. 3.5). Це пов'язано із ударно-циклічним характером взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю. У результаті у процесі шліфування відбувається, за суттю, механічне правлення переривчастого круга і постійно забезпечується

його висока ріжуча здатність, що дозволяє зменшити інтенсивність тертя зв'язки переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, оскільки у процесі різання приймають участь у основному абразивні зерна. А це приводить до зменшення силової напруженості процесу шліфування та, відповідно, умовного напруження різання (енергоємності обробки), що є важливим додатковим чинником зменшення температури різання під час переривчастого шліфування (рис. 3.6 [162]).

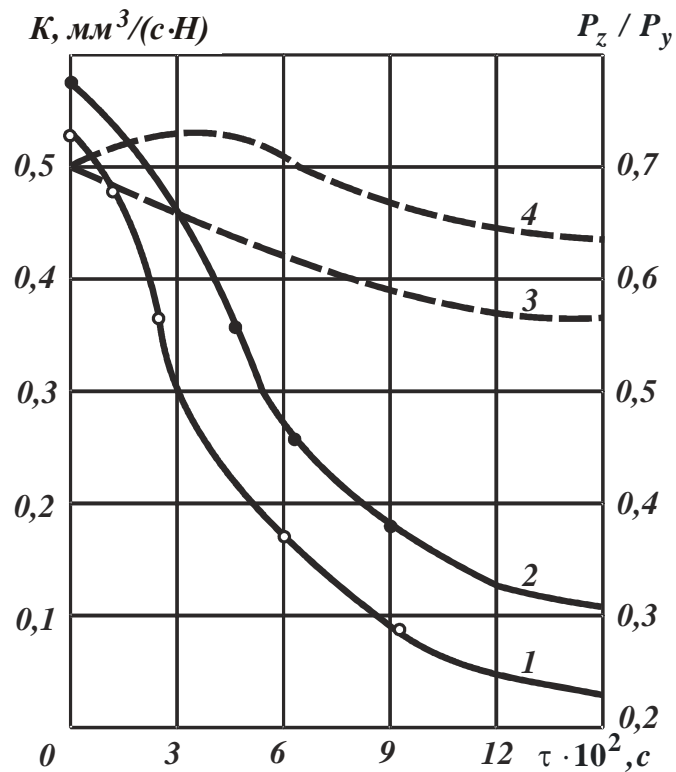


Рисунок 3.5 – Залежність від часу шліфування τ кругами 24A25HСM26K5: 1, 3 – питомого знімання металу K ; 2, 4 – відношення складових сили різання P_z/P_y (суцільний круг – контурні лінії, переривчастий круг – пунктирні лінії) [163]

Підтвердженням цього є результати експериментальних досліджень, наведених на рис. 3.7 [162], за якими під час звичайного абразивного шліфування деталей зі сталі Х12М абразивним кругом Е9А25СМ2К із часом обробки τ тангенціальна P_z і радіальна P_y складові сили різання безперервно збільшуються, а під час переривчастого шліфування фактично залишаються постійними і приймають значно менші значення, ніж під час звичайного абразивного шліфування.

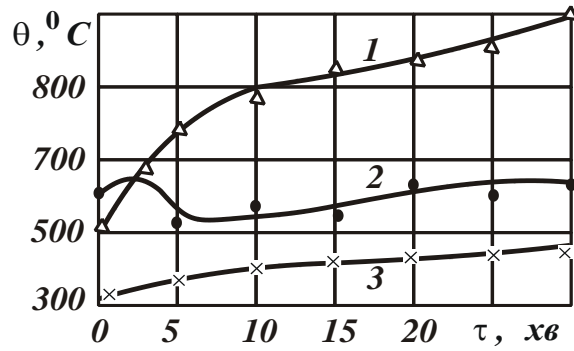


Рисунок 3.6 – Залежність температури у зоні контакту від часу шліфування τ зразків із сталі 40Х3СМВФЮ звичайним (1) і переривчастим (2) кругами Е9А40СМ2К, шліфувальною стрічкою (3) СТЕБ 40 ($V_{кр} = 38$ м/с; $t = 0,05$ мм; $V = 7,5$ м/хв) [162]

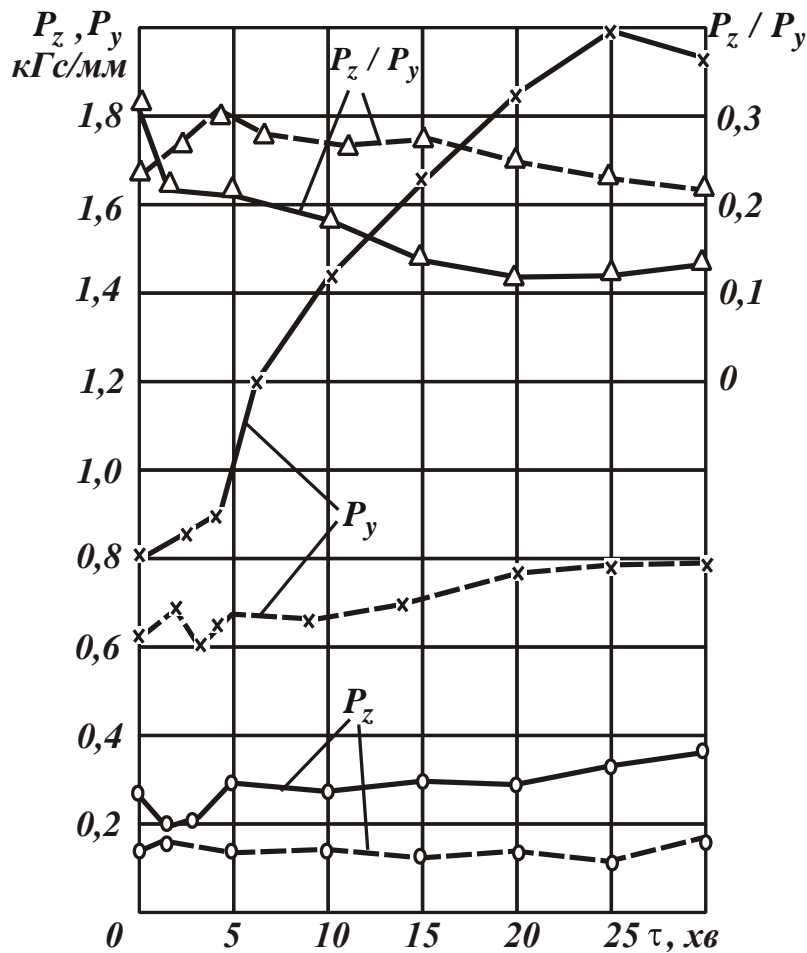


Рисунок 3.7 – Залежності тангенціальної P_z та радіальної P_y складових сили різання і відношення P_z/P_y від часу роботи круга τ ($V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг, за даними В. М. Кудашкіна) [162]

Наведені вище експериментальні результати отримано під керівництвом видатного вченого-технолога, теплофізика, механіка та матеріалознавця, Заслуженого діяча науки України, Лауреата Державної премії України, академіка Інженерної Академії Наук України, почесного професора НТУУ "Київський політехнічний інститут", доктора технічних наук, професора Одеського національного політехнічного університету, засновника всесвітньо відомої наукової технологічної школи **ЯКИМОВА ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА**. Завдяки його науково-практичній творчості розроблено нові технологічні процеси виготовлення машин та систем, які підкорили виробництво найвищим рівнем якості, точності та продуктивності, а його рішення із теплофізики та механіки абразивної та алмазно-абразивної обробки визнані класичними, вони розширили наші уявлення відносно загальної теорії теплопровідності твердих тіл та механіки систем, що деформуються [110]. Олександр Васильович Якимов своїми теоретичними та практичними роботами зробив величезний внесок у створення нових ефективних технологій машинобудування, які широко використовують у виробництві.

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

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

зниження сили і температури різання та забезпечення високоякісної бездефектної обробки деталей машин без зменшення продуктивності обробки.

Запропонована Олександром Васильовичем Якимовим ідея відносно пульсуючого нагрівання оброблюваної деталі з мікроскопічними інтервалами охолодження завдяки періодичному перериванню контакту ріжучого інструменту із деталлю із метою вилучення теплового насичення поверхневих шарів оброблюваного матеріалу і зниження температури різання отримала широке практичне втілення у прогресивних конструкціях абразивних і алмазно-абразивних інструментів із переривчастою робочою поверхнею, які активно використовують у різних галузях промисловості. У даний час важко уявити обробку високоміцних сталей і сплавів, твердих порід каменю та інших важкообробних металевих і неметалічних матеріалів без застосування переривчастих кругів (у тому числі відрізних) і шліфувальних стрічок із переривчастою робочою поверхнею, а також методів нанесення "масляних кишень" на поверхні, що працюють в умовах тертя, розроблених професором Якимовим О. В. Так, завдяки застосуванню переривчастого шліфування успішно вирішено проблеми обробки складно-фасонних високоточних деталей сучасних реактивних та турбогвинтових авіаційних двигунів, наприклад, зубчастих коліс, що працюють із окружними швидкостями 80 ... 100 м/с та передають навантаження близько 8000 ... 10000 Н/см, газотурбінних та компресорних лопаток із жароміцних та титанових сплавів тощо.



Професор Якимов Олександр Васильович

Періодичне переривання процесу шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею зменшує температуру різання та збуджує високочастотні коливання у пружній системі, зменшуючи, тим самим, енергоємність процесу

та забезпечуючи безперервне правлення круга. В умовах переривчастого шліфування зменшення температури різання відбувається за двома каналами: шляхом переривання процесу різання до того моменту, поки температура не досягла квазістаціонарного стану, і шляхом створення гострого різального рельєфу круга. Жоден із відомих методів шліфування не має такого подвійного фізичного ефекту обробки. За цим напрямом під науковим керівництвом Олександра Васильовича Якимова виконано та захищено більше 50 кандидатських та докторських дисертаційних робіт, а сам Олександр Васильович у 1986 році був удостоєний високого звання Лауреата Державної премії України.

Далі проведемо кількісне оцінювання відмінності температури різання під час шліфування переривчастим ($\theta_{перерив}$) і суцільним ($\theta_{суціль}$) кругами, що описуються залежностями (3.8) і (3.3). Для цього розглянемо їх відношення:

$$\frac{\theta_{перерив}}{\theta_{суціль}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет} \cdot l_{01}}{V_{кр} \cdot l}} \quad (3.9)$$

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

Наведені у табл. 3.2 та на рис. 3.8 розраховані за залежністю (3.9) значення відношення $\theta_{перерив}/\theta_{суціль}$ вказують на те, що, зменшуючи швидкість деталі $V_{дет}$ та застосовуючи глибинне шліфування, можна значно зменшити відношення $V_{дет}$ та температуру різання під час переривчастого шліфування.

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення відношення $\theta_{перерив}/\theta_{суціль}$ для вихідних даних: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0,1$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; $l_{01} = 20$ мм

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

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

$$n = \frac{t}{\Pi}, \quad (3.10)$$

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

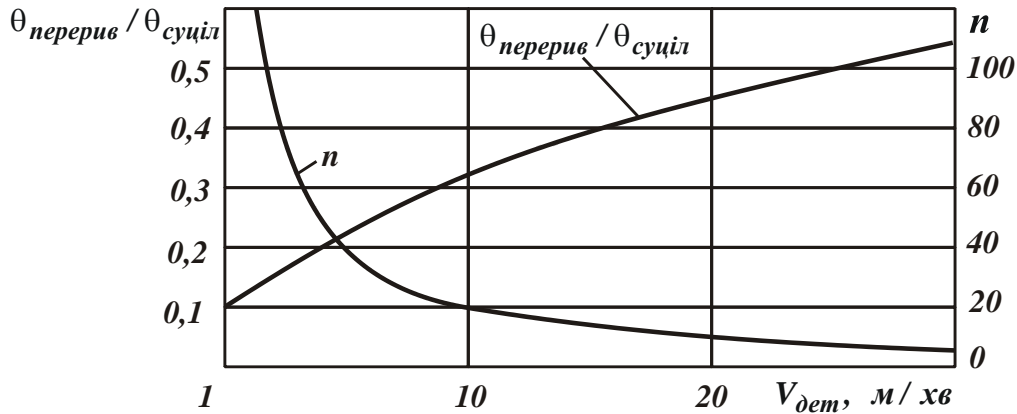


Рисунок 3.8 – Залежність відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суцїл}}$ та кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$

Після перетворення залежності (3.10) остаточно отримано:

$$n = \frac{l}{(l_{01} + l_{02})} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (3.11)$$

Як видно, величина n тим більше, чим більше параметри $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$, $V_{\text{кр}}$ і менше $(l_{01} + l_{02})$, $V_{\text{дет}}$, (табл. 3.2). Збільшення довжини дуги контакту круга з оброблюваною деталлю l і зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$ вказують на необхідність застосування схеми глибинного шліфування, а зменшення відстані між робочими виступами переривчастого круга $(l_{01} + l_{02})$ – на необхідність збільшення кількості робочих виступів переривчастого круга, що приймають участь у зніманні оброблюваного матеріалу. Це узгоджується із висновками, що впливають із залежності (3.9). Отже, зменшення температури різання θ під час переривчастого шліфування пов'язане із необхідністю застосування схеми глибинного шліфування (збільшення глибини шліфування t і зменшення швидкості деталі $V_{\text{дет}}$), а також зі зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} і, відповідно, збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга n , що приймають участь у знятті об-

роблюваного матеріалу. Це дозволяє, наприклад, пояснити ефективність застосування відрізних кругів із переривчастою робочою поверхнею на операціях розрізання матеріалів, що виконуються зі значними глибинами різання.

Із урахуванням залежності (3.11) та екстремальної умови $l_{01} = l_{02}$ залежність (3.9) набуває спрощеного вигляду:

$$\frac{\theta_{\text{перерив}}}{\theta_{\text{суцїл}}} = \sqrt{\frac{2}{n}}. \quad (3.12)$$

Із залежності (3.12) випливає, що чим більше величина n (при $n > 2$), тим менше відношення $\theta_{\text{перерив}}/\theta_{\text{суцїл}}$ і, відповідно, менше температура різання під час переривчастого шліфування (табл. 3.3, рис. 3.9.). За умови $n > 8$ можна зменшити температуру різання під час глибинного переривчастого шліфування у 2 ... 4 рази і більше порівняно із шліфуванням суцільним кругом.

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення відношення $\theta_{\text{перерив}}/\theta_{\text{суцїл}}$

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

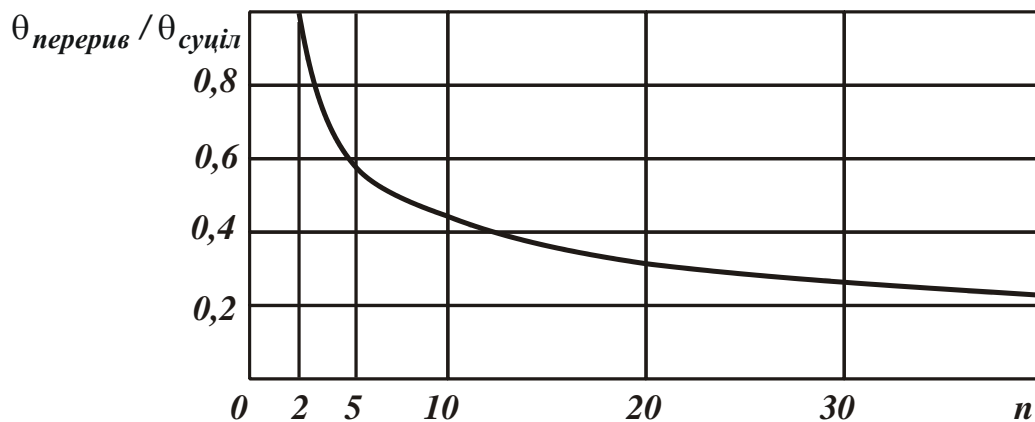


Рисунок 3.9 – Залежність відношення $\theta_{\text{перерив}}/\theta_{\text{суцїл}}$ від кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання

Наведені у табл. 3.3 та на рис. 3.9 розрахункові значення $\theta_{\text{перерив}}/\theta_{\text{суцїл}}$ узгоджуються із відомими експериментальними даними [126,137]. Так, експериментально встановлено, що під час шліфування абразивними переривчастими кругами температуру різання можна зменшити на 50 %, тобто забезпечити відношення $\theta_{\text{перерив}}/\theta_{\text{суцїл}} = 0,5$. У цьому випадку через фіксований пе-

період оброблюваної деталі проходить $n = 8 \dots 10$ робочих виступів переривчастого круга. Це відповідає розрахунковим значенням $\theta_{перерив}/\theta_{суціль}$ (табл. 3.3). Розбіжність розрахункових та експериментальних значень знаходиться у межах 10 %.

У роботі [126] наведено експериментальні дані, за якими значення $\theta_{перерив}/\theta_{суціль} = 0,6$ досягається за умови $n = 5$ (довжини робочого виступу та вирізу на переривчастому крузі дорівнюють: $l_{01} = l_{02} = 25$ мм; $V_{дет} = 12$ м/хв). Це збігається із розрахунковим значенням $\theta_{перерив}/\theta_{суціль}$ (табл. 3.3). Розбіжність розрахункового та експериментального значень менше 10 %, що указує на достовірність отриманого теоретичного рішення та можливість його практичного застосування.

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

Як відомо, в умовах глибинного шліфування суцільним кругом температура різання значно збільшується. Це обмежує застосування глибинного шліфування суцільним кругом, наприклад, на операціях високопродуктивного зубошліфування методом профільного копіювання замість традиційного малопродуктивного зубошліфування методом обкатування [184, 186, 200]. Тому використання на операціях зубошліфування за методом профільного копіювання переривчастих кругів відкриває нові технологічні можливості зменшення температури різання, підвищення якості та продуктивності обробки.

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

3.2. Уточнений розрахунок температури різання під час переривчастого шліфування

Важливо оцінити технологічні можливості зменшення температури різання θ під час переривчастого шліфування із використанням залежності (1.53). Для цього розглянемо закономірності формування температури різання θ протягом часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом τ_{01} . Тоді залежність (1.53) для визначення температури різання θ під час переривчастого шліфування набуде вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{piz01}^2}{\lambda} \cdot \tau_{01}}, \quad (3.13)$$

де V_{piz01} – швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом, м/с.

У цьому випадку перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом (рис. 3.1) відбувається лише протягом часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом τ_{01} , оскільки протягом часу τ_{02} проходження зони шліфування вирізом довжиною l_{02} переривчастий круг не контактує із адіабатичним стержнем. У результаті за час τ_{01} відбудеться перерізання адіабатичного стержня завдовжки

$$P = \tau_{01} \cdot V_{piz01}, \quad (3.14)$$

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

За час $\tau_0 = \tau_{01} + \tau_{02}$ відбудеться перерізання адіабатичного стержня такої самої довжини P суцільним кругом:

$$P = \tau_0 \cdot V_{piz}, \quad (3.15)$$

де V_{piz} – швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом, м/с.

Після порівняння залежностей (3.14) і (3.15), маємо:

$$V_{piz01} = \left(1 + \frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right) \cdot V_{piz}. \quad (3.16)$$

Як видно, швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом V_{piz01} більше за швидкості перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом V_{piz} . Підставляючи залежність (3.16) у залежність (3.13), отримано:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{piz}^2}{\lambda} \left(\sqrt{\tau_{01}} + \frac{\tau_{02}}{\sqrt{\tau_{01}}}\right)^2}. \quad (3.17)$$

Із залежності (3.17) випливає, що зі збільшенням часу τ_{01} функція $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ змінюється за екстремальною залежністю (рис. 3.2), проходячи точку мінімуму. Для визначення екстремального значення часу τ_{01} підпорядкуємо цю функцію необхідній умові екстремуму, тобто візьмемо першу похідну за часом τ_{01} від правої частини залежності (3.17). Після нескладних перетворень визначено екстремальне значення часу $\tau_{01} = \tau_{02}$. Із урахуванням співвідношень $\tau_{01} = l_{01} / V_{кр}$ та $\tau_{02} = l_{02} / V_{кр}$ це відповідає умові $l_{01} = l_{02}$, де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с. У результаті дійшли теоретичного рішення (3.8), отриманого у п. 3.1. Отже, використовуючи залежність (3.17), можна здійснювати розрахунки екстремальних значень параметрів теплового процесу під час переривчастого шліфування.

Розрахунками також встановлено, що друга похідна часу τ_{01} від правої частини залежності (3.17) за умови $\tau_{01} = \tau_{02}$ приймає позитивне рішення. То-

му у точці екстремуму функції $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ (температури різання θ) має місце мінімум цієї функції, що відповідає розрахунковим даним, наведеним на рис. 3.2. Після підстановки екстремального значення часу $\tau_{01} = \tau_{02}$ у залежність (3.17) встановлено екстремальне (мінімальне) значення функції

$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$, яке визначає мінімальне значення температури різання θ :

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{4 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{piz}^2 \cdot \tau_{01}}{\lambda}}. \quad (3.18)$$

В умовах шліфування суцільним кругом за час $\tau_0 = \tau_{01} + \tau_{02}$ залежність (3.13) набуває вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{piz}^2 \cdot \tau_0}{\lambda}}. \quad (3.19)$$

Із урахуванням екстремального значення часу $\tau_{01} = \tau_{02}$ маємо $\tau_0 = 2 \cdot \tau_{01}$. Тоді залежність (3.19), що визначає температуру різання θ під час шліфування суцільним кругом, приймає вигляд:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{р\dot{з}}^2 \cdot \tau_{01}}{\lambda}}. \quad (3.20)$$

Із порівняння залежностей (3.18) і (3.20) видно, що під час переривчастого шліфування функція $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ менше, а температура різання θ більше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Це пов'язано із тим, що значення температури різання θ для двох випадків порівнюються у початковий час $\tau_0 = \tau_{01} + \tau_{02}$, тобто під час шліфування лише одним робочим виступом переривчастого круга. Якщо за час проходження зони шліфування вирізом переривчастого круга відбудеться повне охолодження оброблюваного матеріалу, то під час наступних контактів робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура різання θ (її пікові значення, рис. 3.3) не зміниться.

В умовах же шліфування суцільним кругом із часом обробки функція буде зменшуватися, а температура різання θ , навпаки, буде безперервно збільшуватися (рис. 3.3). У результаті температура різання θ під час шліфування суцільним кругом буде перевищувати температуру різання θ під час шліфування переривчастим кругом. Тому основною умовою зменшення температури різання θ під час переривчастого шліфування слід розглядати необхідність підтримання її максимального значення (пікового значення) на заданому рівні шляхом забезпечення повного охолодження оброблюваного матеріалу за період проходження зони шліфування вирізом переривчастого круга. Про це було сказано у п. 3.1 (рис. 3.3).

У іншому випадку, тобто за умов недостатнього охолодження оброблюваного матеріалу за період проходження зони шліфування вирізом переривчастого круга, температура різання θ буде збільшуватися у міру збільшення кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом. У результаті це не дозволить досягти ефекту від застосування переривчастого шліфування із точки зору зменшення температури різання.

Із залежності (3.18) також впливає, що із урахуванням відношення $\tau_{01} = l_{01} / V_{кр}$ зменшити температуру різання θ під час шліфування перерив-

частим кругом можна зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{02} та збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Обмеженням зменшення довжини робочого виступу переривчастого круга l_{02} слід розглядати його міцність. Таким чином, зменшення величини l_{02} призводить до збільшення кількості робочих виступів і, відповідно, вирізів на переривчастому крузі, що є важливим чинником зменшення температури різання θ під час переривчастого шліфування.

Важливо провести кількісне порівняння температури різання θ під час шліфування сталі ШХ15 суцільним та переривчастим кругами. Коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Для цього у табл. 3.4 наведено розрахункові значення часу $\tau = l / V_{дет}$ (де $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м), за якими відбувається перерізаання адіабатичного стержня (рис. 3.8).

Таблиця 3.4 – Розрахункові значення часу τ для вихідних даних: $t=0,1 \text{ мм}$; $R_{кр}=100 \text{ мм}$

$V_{дет}, \text{ м/хв}$	1	2	5	10	20	30
$\tau, \text{ с}$	0,2683	0,1341	0,0537	0,02683	0,01341	0,00894

Для умов шліфування суцільним кругом температура різання θ визначається залежністю (1.53). У табл. 3.5 наведено розраховані за цією залежністю значення виразу $V_{різ}^2 \cdot \tau / a$. Для визначення часу τ із урахуванням отриманих значень виразу $V_{різ}^2 \cdot \tau / a$, встановимо значення $V_{різ}$ за залежністю (1.53) для вихідних даних: $V_{кр} = 30 \text{ м/с}$; $t = 0,1 \text{ мм}$; $R_{кр} = 100 \text{ мм}$. Розрахунками встановлено: $V_{різ} = 3,727 \text{ мм/с}$. Виходячи із цього, у табл. 3.5 наведено розраховані значення часу τ на основі отриманих значень виразу $V_{різ}^2 \cdot \tau / a$ для різних значень відношення θ / θ_{max} .

Порівняння значення часу $\tau = 0,02683 \text{ с}$ для $V_{дет} = 10 \text{ м/хв}$ (табл. 3.4) зі значеннями часу τ (табл. 3.5) показало, що відношення θ / θ_{max} змінюється у межах 0,2 – 0,4. Тому для більш точного визначення відношення θ / θ_{max} для часу $\tau = 0,02683 \text{ с}$ проведено розв'язання рівняння (1.53) відносно відношення θ / θ_{max} числовим методом. У результаті встановлено: $\theta / \theta_{max} = 0,215$.

Таблиця 3.5 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час плоского шліфування для $V_{дет} = 10$ м/хв

θ / θ_{max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta / \theta_{max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$(1 - \theta / \theta_{max}) \cdot e^{\theta / \theta_{max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$V_{різ}^2 \cdot \tau / a$	0	0,02314	0,11	0,3163	0,81	1,4	∞
τ , с (для $V_{різ} = 3,727 \cdot 10^{-3}$ м/с)	0	0,014	0,0665	0,1913	0,4898	0,8466	∞

Для умов шліфування переривчастим кругом ($l_{01} = 20$ мм; $V_{кр} = 30$ м/с) температуру різання θ слід визначати залежністю (3.18) із урахуванням часу $\tau_{01} = l_{01} / V_{кр} = 0,63 \cdot 10^{-3}$ с. Після розв'язання рівняння (3.18) відносно відношення θ / θ_{max} числовим методом встановлено: $\theta / \theta_{max} = 0,07$. Це значення θ / θ_{max} менше значення $\theta / \theta_{max} = 0,215$, що отримано для умов шліфування суцільним кругом. Виходячи із цього, встановлено відношення температур різання під час шліфування переривчастим і суцільним кругами: $\theta_{перерив} / \theta_{суціль} = 0,07 / 0,215 = 0,325$.

У табл. 3.2 наведено аналогічне значення $\theta_{перерив} / \theta_{суціль} = 0,315$ для $V_{дет} = 10$ м/хв, яке отримано за спрощеною залежністю (3.9). Як видно, ці значення відношень $\theta_{перерив} / \theta_{суціль}$ незначно відрізняються (у межах 4 %), що вказує на можливість розрахунку температури різання θ за спрощеною та уточнюючою залежностями (3.9) і (3.18).

3.3. Узагальнений теоретичний аналіз зміни температури різання в умовах звичайного та переривчастого шліфування

У наукових працях професора Якімова О. В. [134, 135, 137, 140, 160 – 164] в узагальненому вигляді наведено рішення диференціальних рівнянь у часткових похідних, що описують теплові поля, які виникають під час шліфування, для різних випадків обробки. На основі цих рішень їм сформульовано та обґрунтовано основні напрями зменшення температури різання та показано, що під час шліфування важкооброблюваних матеріалів доцільно використовувати круги із переривчастою робочою поверхнею, які отримали широке

застосування на практиці. Використовуючи отримані професором Якимовим О. В. теоретичні рішення, з'являється можливість подальшого аналізу впливу різних неврахованих технологічних чинників на температуру різання під час шліфування. До них слід віднести необхідність роздільного урахування енергії різання та енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом у загальному енергетичному балансі процесу шліфування. Це пов'язано із тим, що під час шліфування мають місце значні втрати енергії на тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, а це призводить до різкого зниження якості обробки із-за утворення на оброблених поверхнях різних температурних дефектів. Тому важливо встановити вплив енергії різання та енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на температуру різання в умовах звичайного та переривчастого шліфування.

Для цього тангенціальну складову сили різання слід подати у загальному вигляді [147]:

$$P_z = P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}} , \quad (3.21)$$

де $P_{z_{різ}}$, $P_{z_{тр}}$ – складові сили різання, що зумовлені "чистим різанням" абразивними зернами круга та тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, Н;

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot S_{мит};$$

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

В умовах плоского шліфування периферією круга продуктивність обробки Q визначається залежністю $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, де B – ширина шліфування, м; $V_{дет}$ – швидкість переміщення деталі, м/с; t – глибина шліфування, м. Відповідно, площа контакту круга із оброблюваною деталлю визначається залежністю $F = B \cdot l_{конт}$, де $l_{конт} = \sqrt{t \cdot D_{кр}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м; $D_{кр}$ – діаметр круга, м.

Для визначення температури різання під час шліфування θ слід скористатися спрощеною аналітичною залежністю (3.1), розглядаючи в ній щільність теплового потоку q та глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 у вигляді: $q = \frac{N}{F}$; $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$, де $N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність шліфування, Вт; τ – час контакту фіксованої точки, розташованої на поверхні оброблюваної деталі, із кругом, с.

Після перетворень залежність (3.1) набуває вигляду:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (3.22)$$

Як видно, основною умовою зменшення температури різання θ під час шліфування, безсумнівно, є вилучення із залежності (3.22) другого доданку, що обумовлений тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це досягається за умови $P_{z_{mp}} = 0$. Однак на практиці реалізувати цю умову фактично неможливо, оскільки у процесі шліфування завжди має місце тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тому збільшення швидкості круга $V_{кр}$, що входить у другий доданок залежності (3.22), призводить до збільшення температури різання під шліфуванні θ . Саме цим чинником можна пояснити збільшення температури різання під час шліфування зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$, що має місце на практиці [23], хоча у ряді робіт, присвячених алмазному шліфуванню, показано, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ температура різання може залишатися фактично постійною або зменшуватись. Це пов'язано із специфікою роботи алмазного круга, який характеризується високою гостротою ріжучих зерен та здатністю повністю видалити метал, що підводиться у зону різання, не доходячи до рівня зв'язки круга. У результаті оброблюваний матеріал фактично не контактує зі зв'язкою круга, що різко знижує тертя в зоні різання та теплову напруженість процесу шліфування.

Якщо врахувати, що $\tau = l_{конт} / V_{дет} = \sqrt{t \cdot D_{кр}} / V_{дет}$, то залежність (3.22) набуде вигляду:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}{V_{дет}}}. \quad (3.23)$$

Виходячи із залежності (3.23), параметри режиму шліфування $V_{дет}$ і t неоднозначно впливають на температуру різання θ під час шліфування.

За умови $P_{z_{mp}} = 0$ залежність (3.23) набуває вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{num}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (3.24)$$

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

У цьому випадку температура різання θ під час шліфування (за заданим значенням Q_{num}) зі зменшенням глибини шліфування t однозначно змен-

шується. Отже, ефективно застосовувати багатопрохідне шліфування, що характеризується збільшеними значеннями швидкості переміщення деталі V_{det} та невеликими значеннями глибини шліфування t .

За умови однакової питомої продуктивності обробки Q_{num} залежність (3.23) опишеться:

$$\theta = \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \cdot \left(\sigma \cdot \sqrt{Q_{num}} + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B} \cdot \frac{1}{\sqrt{Q_{num}}} \right). \quad (3.25)$$

Як видно, зі зменшенням глибини шліфування t (при заданому значенні Q_{num}) температура різання під час шліфування θ однозначно зменшується, тобто доцільно застосовувати багатопрохідне шліфування. Особливо ефективно застосовувати його під час шліфування, коли має місце інтенсивне тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом та у залежності (3.25) переважає другий доданок. Цим можна пояснити ефективність застосування багатопрохідного шліфування для різних умов обробки, включаючи шліфування затупленим кругом.

Із залежності (3.25) випливає, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки Q_{num} температура різання під час шліфування θ змінюється неоднозначно. Тому для визначення екстремального значення Q_{num} функцію θ слід підпорядкувати необхідній умові екстремуму $\theta'_{Q_{num}} = 0$. У результаті отримано:

$$Q_{num} = \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma}. \quad (3.26)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна функції θ від Q_{num} у точці екстремуму позитивна, тобто має місце мінімум функції θ .

Після підстановки залежності (3.26) у (3.25), визначено мінімальне значення температури різання під час шліфування:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{mp}} \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{B} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \quad (3.27)$$

Відповідно до залежності (3.27), зменшити мінімальне значення температури різання θ_{min} можна зменшенням параметрів $P_{z_{mp}}$, σ , t і збільшенням B .

За умови $P_{z_{mp}} = 0$ справедлива умова $\theta_{min} = 0$. У цьому випадку характер зміни температури різання під час шліфування підпорядковується залежності (3.24).

Використовуючи залежність (3.22) можна оцінити можливість зменшення температури різання θ під час шліфування кругом із переривчастою робочою поверхнею. У роботі [162] встановлено, що у момент контакту робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом фактична продуктивність обробки по відношенню до продуктивності шліфування звичайним суцільним кругом збільшується у $(1+l_{02}/l_{01})$ разів, де l_{02} , l_{01} – відповідно, довжини вирізу і робочого виступу переривчастого круга, м. Час контакту шліфувального круга із фіксованою точкою на оброблюваній поверхні, навпаки, зменшується і визначається залежністю $\tau = l_{01}/V_{кр}$.

Підставляючи у залежність (3.22) ці зміни, отримано:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_0}{l_1} \right) + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{кр}}}. \quad (3.28)$$

Як видно, параметр l_{01} неоднозначно впливає на температуру різання θ під час шліфування, тобто має місце екстремальна залежність $\theta - l_{01}$. Для визначення екстремального значення l_{01} слід підпорядкувати функцію θ необхідній умові екстремуму $\theta'_{l_{01}} = 0$. У результаті після перетворень отримано:

$$l_{01} = \frac{l_{02}}{\left(1 + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дем} \cdot t} \right)} = \frac{l_{02}}{\left(1 + \frac{P_{z_{mp}}}{P_{z_{різ}}} \right)}. \quad (3.29)$$

Із залежності (3.29) випливає, що довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} менше довжини вирізу круга l_{02} . Причому, чим більше відношення $P_{z_{mp}} / P_{z_{різ}}$, тим меншою має бути довжина робочого виступу круга порівняно із довжиною западини круга.

За умови $P_{z_{mp}} = 0$ справедлива умова:

$$l_{01} = l_{02}. \quad (3.30)$$

У цьому випадку мінімум температури різання під час переривчастого шліфування реалізується за умови рівності довжин робочого виступу та вирізу переривчастого круга.

Після підстановки залежності (3.29) до залежності (3.28) визначено мінімальне значення температури різання під час шліфування:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \left(\sigma \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{кр}}}. \quad (3.31)$$

Із залежності (3.31) випливає, що зменшити мінімальну температуру різання θ_{min} під час переривчастого шліфування можна зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} та параметрів σ , $P_{z_{mp}} / B$.

Глибина шліфування t неоднозначно впливає на функцію θ_{min} . Для визначення екстремального значення глибини шліфування t слід підпорядкувати функцію θ_{min} необхідній умові екстремуму $\theta'_t = 0$.

У результаті отримано:

$$t_{екстр} = \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma \cdot V_{дет}}. \quad (3.32)$$

Як видно, екстремальне значення глибини шліфування $t_{екстр}$ тим більше, чим більше сила тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом $P_{z_{mp}}$, швидкість круга $V_{кр}$ і менше параметри B , σ , $V_{дет}$.

Із фізичної точки зору залежність (3.32) відповідає умові $P_{z_{піз}} = P_{z_{mp}}$, розглядаючи $P_{z_{піз}} = B \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot t_{екстр} / V_{кр}$. Отже, у точці екстремуму функції θ_{min} реалізується умова рівності сили тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом $P_{z_{mp}}$ та сили "чистого різання" зернами круга $P_{z_{піз}}$.

Очевидно, за умови $P_{z_{mp}} = 0$ екстремум функції θ_{min} залежно від глибини шліфування t , виходячи із залежності (3.32), буде відсутнім. Тому функція θ_{min} зі збільшенням глибини шліфування t безперервно збільшуватиметься. Із цього можна зробити висновок про те, що екстремум функції θ_{min} , який визначається залежністю (3.31), обумовлений наявністю в ній другого доданку, пов'язаного із тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

Для визначення характеру екстремуму функції θ_{min} залежно від глибини шліфування t необхідно підставити у залежність (3.31) перетворений вираз (3.32):

$$t = \alpha \cdot \frac{P_{z_{mp}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma \cdot V_{дет}}, \quad (3.33)$$

де α – безрозмірний коефіцієнт, що набуває значення $0 \dots \infty$.

У результаті отримано:

$$\theta_{min} = 4 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{mp}} \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot l_1}{B \cdot D_{кр}}} \cdot \left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right). \quad (3.34)$$

У табл. 3.6 показано характер зміни функції $\left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}}\right)$, що входить у залежність (3.34), від безрозмірного коефіцієнта α .

Таблиця 3.6 – Розрахункові значення функції $\left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}}\right)$

α	0,1	0,2	0,8	1	1,5	2	4
$\left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}}\right)$	3,48	2,68	2,012	2	2,04	2,121	2,5

Із табл. 3.6 випливає, що зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта α функція $\left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}}\right)$ спочатку зменшується, а потім збільшується, проходячи точку мінімуму за умови $\alpha = 1$. Це вказує на існування мінімуму у точці екстремуму функції θ_{min} . Тоді мінімальне значення функції θ_{min} за умови $\alpha = 1$ опишеться залежністю:

$$(\theta_{min})_{min} = 8 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{mp}} \cdot \sigma \cdot V_{det} \cdot l_{01}}{B \cdot D_{кр}}}. \quad (3.35)$$

Як видно, зменшити функцію $(\theta_{min})_{min}$ можна зменшенням параметрів $P_{z_{mp}} / B$, σ , V_{det} , l_{01} та збільшенням $D_{кр}$.

За умови $P_{z_{mp}} = 0$ функція $(\theta_{min})_{min} = 0$. У цьому випадку характер зміни функції θ_{min} підкоряється залежності (3.31) за умови $P_{z_{mp}} = 0$:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{num}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{det}}{V_{кр}} \cdot \frac{l_{01}}{D_{кр}}}. \quad (3.36)$$

Отже, зменшити температуру різання θ_{min} (при заданому значенні питомої продуктивності обробки Q_{num}) можна зменшенням швидкості переміщення деталі V_{det} й, відповідно, пропорційним збільшенням глибини шліфування t , тобто застосуванням переривчастого глибинного шліфування [13], а також збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ і кількості робочих вирізів переривчастого круга. У цьому випадку збільшується кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі: чим їх більше, тим менше температура різання.

Виходячи із аналогічної залежності (3.24), яка справедлива для шліфування звичайним суцільним кругом, зменшити температуру різання можна, навпаки, застосуванням багатопрхідного шліфування, тобто збільшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ при пропорційному зменшенні глибини шліфування t . У цьому полягає принципова відмінність процесів шліфування переривчастим і звичайним суцільним кругом.

Позначаючи у залежності (3.36) температуру різання під час шліфування переривчастим кругом $\theta_{перерив} = \theta_{min}$, а у залежності (3.24) температуру різання під час шліфування суцільним кругом $\theta_{суцїл} = \theta$, визначено їх відношення:

$$\frac{\theta_{перерив}}{\theta_{суцїл}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \frac{l_{01}}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}}. \quad (3.37)$$

Зробимо розрахунок відношення $\theta_{перерив}/\theta_{суцїл}$ для умов плоского багатопрхідного шліфування: $V_{дет}/V_{кр} = 1/60$; $l_{01} = 20$ мм; $t = 0,02$ мм; $D_{кр} = 300$ мм. У результаті встановлено: $\theta_{перерив}/\theta_{суцїл} = 0,74$. Як видно, застосування переривчастого багатопрхідного шліфування замість звичайного багатопрхідного шліфування суцільним кругом дозволяє зменшити температуру різання на 26 %.

За тим же значенням питомої продуктивності обробки Q_{num} , розрахунками встановлено, що під час плоского глибинного шліфування переривчастим кругом ($V_{дет}/V_{кр} = 1/600$; $l_{01} = 20$ мм; $t = 0,2$ мм; $D_{кр} = 300$ мм) відношення $\theta_{перерив}/\theta_{суцїл} = 0,13$. Отже, в умовах плоского глибинного шліфування переривчастим кругом можна досягти значного зменшення температури різання порівняно із шліфуванням звичайним суцільним кругом. Це узгоджується із практикою застосування переривчастих алмазних кругів, наприклад, під час розрізання заготовок на частини, а також під час вишліфування глибоких пазів і канавок, глибинного шліфування важкооброблювальних матеріалів тощо. Експериментально встановлено, що у цих умовах обробки забезпечується висока якість оброблених поверхонь (відсутні припінання, мікротріщини та інші температурні дефекти) та одночасно збільшується продуктивність обробки порівняно із шліфуванням звичайними суцільними алмазними або абразивними кругами. Таким чином, на основі проведених теоретичних досліджень виявлено та обгрунтовано нові технологічні можливості переривчастого шліфування.

3.4. Визначення технологічних можливостей підвищення ефективності операцій зубошліфування зубчастих коліс за температурним критерієм

Зубчасті колеса є одними із основних деталей машин, які широко використовують у сучасному машинобудуванні. Разом із тим, вони є і одними із важкооброблюваних деталей машин у зв'язку із високими вимогами до точності та якості обробки складнопрофільних робочих поверхонь. Особливо це відноситься до операцій зубошліфування, на яких остаточно формуються параметри точності та якості оброблюваних поверхонь і які характеризуються надзвичайно високою трудомісткістю обробки [160]. Як показує практика, зменшити трудомісткість обробки можна застосуванням технології зубошліфування методом профільного копіювання [38]. У цьому випадку знімання припуску відбувається, за суттю, за схемою глибинного (однопрохідного) шліфування, що дозволяє зменшити допоміжний час обробки, пов'язаний із реверсуваням верстатного столу, порівняно зі зніманням припуску за схемою багатопрохідного шліфування. У результаті може бути збільшена продуктивність обробки. Однак, як відомо, даний метод зубошліфування характеризується відносно низькою точністю обробки. Тому зубошліфування методом обкатування вважається ефективнішим. Разом із тим, проведені експериментальні дослідження технологічних закономірностей зубошліфування зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів за методом профільного копіювання на зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250 [69] показали позитивні результати із погляду підвищення точності та продуктивності обробки. Це відкриває нові технологічні можливості інтенсифікації процесу зубошліфування. Однак для цього необхідно знати раціональні параметри режиму різання, характеристики абразивних кругів та інші умови обробки, які гарантують виконання високих вимог щодо якості та точності оброблюваних поверхонь й одночасного збільшення продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що на відміну від зубошліфування зубчастих коліс за методом обкатування, питанням зубошліфування за методом профільного копіювання у науково-технічній літературі приділено значно менше уваги [38, 69, 133, 160]. Це пов'язано із тим, що точність обробки за даним методом нижче, ніж під час зубошліфування за методом обкатування [38]. Тому ефективним напрямом застосування зубошліфування за методом профільного копіювання є

обробка зубчастих коліс невисокої точності (7–8 ступеня точності), а ефективним напрямом застосування зубошліфування за методом обкатування – обробка зубчастих коліс більш високої точності (4–7 ступеня точності).

Основна причина низької точності обробки зубів коліс під час зубошліфування за методом профільного копіювання полягає у тому, що у зв'язку зі збільшенням глибини шліфування (порівняно зі зубошліфуванням за методом обкатування) суттєво збільшуються сили різання, які призводять до значних похибок обробки та, відповідно, зниження точності оброблюваних поверхонь. Звичайно, підвищити точність обробки у цих умовах можна зниженням силової напруженості процесу шліфування шляхом застосування абразивних кругів, що мають підвищену ріжучу здатність.

Як показано у роботі [133], перспективним рішенням даної задачі є застосування високопористих абразивних кругів, що працюють у режимі самозаточування і забезпечують суттєве зниження інтенсивності тертя у зоні різання. Це відкрило нові технологічні можливості здійснення операцій зубошліфування за методом профільного копіювання. З'явилася можливість досягнення 4-го ступеня точності обробки.

У результаті зубошліфування за методом профільного копіювання стало цілком конкурентоспроможним із традиційними технологіями зубошліфування за методом обкатування. Причому, ефект досягається як із точки зору підвищення точності, так і продуктивності обробки, оскільки знімання припуску у даному випадку здійснюється за один або кілька проходів круга за схемою глибинного шліфування (із відносно невеликою швидкістю поздовжньої подачі). Крім того, забезпечення високої продуктивності обробки у даному випадку дозволяє здійснювати процес нарізування зубів коліс за методом профільного шліфування замість застосовуваних технологій лезової обробки (зубофрезерування, зубодовбання та зубостругання).

Для ефективного використання зубошліфування за методом профільного копіювання необхідно знати його технологічні можливості та відмінні риси порівняно із зубошліфуванням за методом обкатування. Також необхідно володіти методикою визначення раціональних параметрів обробки, першою чергою, за критерієм якості оброблюваних поверхонь із метою виключення умов утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях [111, 122, 162]. Тому важливо здійснювати вибір параметрів обробки, що гарантовано забезпечують задану температуру різання, незалежно від умов прояву різних чинників нестабільності процесу зубошліфування, головним чином, нерівномірності припуску, що знімається, який може коливатися у значних межах.

Розрахункову схему параметрів процесу зубошліфування зубчастих коліс за методом профільного копіювання із застосуванням круга із двостороннім конічним профілем типу 2П наведено на рис. 3.10,а. Для зручності розрахунків конусну (робочу) частину шліфувального круга представлено у вигляді ступінчастого круга із нескінченно малою шириною ступеня H . Можна припустити, що ці ступені круга працюють у однакових умовах. Тоді фактична глибина шліфування дорівнює $t_{\phi} = t / \sin \alpha / 2$, де t – номінальна глибина шліфування, м; $\alpha = 60^{\circ}$. Виходячи із цього, під час аналізу процесу зубошліфування зубчастих коліс за методом профільного копіювання можна розглядати роботу лише одного ступеня шліфувального круга шириною H за схемою плоского шліфування. (рис. 3.10,б).

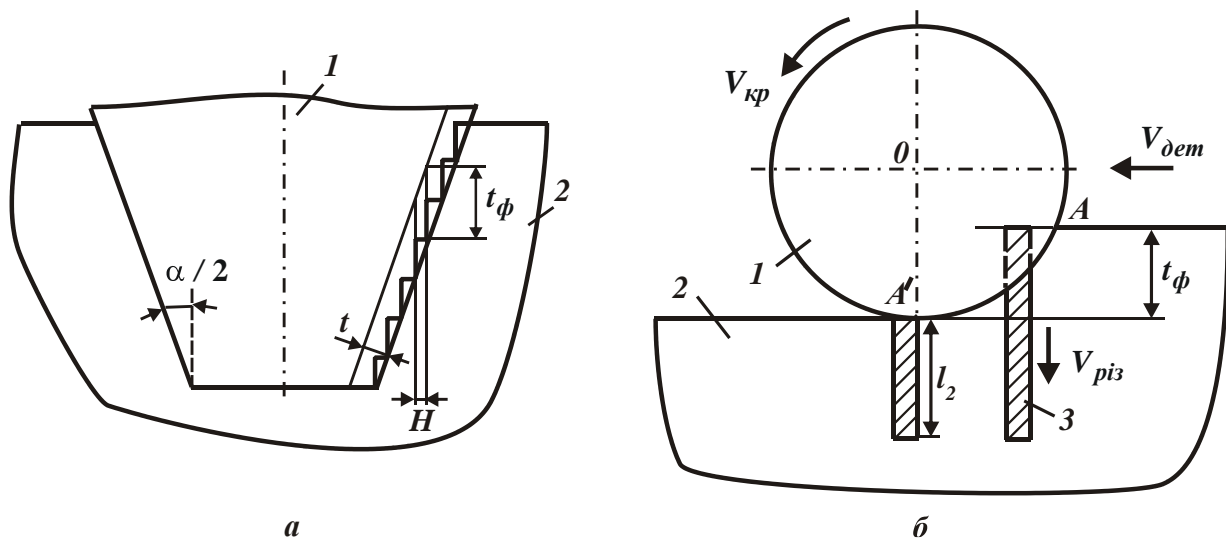


Рисунок 3.10 – Розрахункові схеми параметрів процесу зубошліфування зубчастих коліс за методом профільного копіювання:

1 – шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал;

3 – адіабатичний стержень

У науково-технічній літературі наведено аналітичні залежності визначення температури різання під час зубошліфування [19, 162]. За суттю, у даний час розроблено формалізовану теорію теплофізики зубошліфування, що дозволяє здійснювати розрахунки складних температурних полів, які виникають у поверхневому шарі оброблюваних деталей, і на цій основі науково обґрунтовано підходити до вибору раціональних характеристик шліфувальних кругів і параметрів режимів зубошліфування. Однак отримані теоретичні рішення, як правило, вимагають чисельних розрахунків для конкретних (част-

кових) умов обробки, що ускладнює встановлення загальних технологічних закономірностей формування параметрів якості обробки під час зубошліфування та визначення умов підвищення продуктивності із урахуванням обмеження за температурою різання. Це вимагає розроблення нових спрощених теоретичних підходів до розрахунку та аналізу температури різання під час зубошліфування, які дозволять виконувати оптимізаційні розрахунки параметрів режимів шліфування за критеріями найбільшої продуктивності або найменшого штучного часу обробки із урахуванням обмеження за температурою різання, тобто за температурним чинником [145, 146].

Суттєвим недоліком розроблених математичних моделей є те, що фактично неможливо розрахунковим шляхом визначити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування l_2 , оскільки у основу розв'язання складних диференціальних рівнянь теплопровідності із частковими похідними покладено функції розподілу, які змінюються необмежено. Це приводить до невизначеності рішень відносно визначення глибини впровадження тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час зубошліфування.

Виходячи із цього, виникає необхідність розроблення спрощеної математичної моделі визначення температури різання під час зубошліфування із метою визначення раціональних параметрів режимів шліфування та характеристик кругів для заданої температури різання. Для цього у основу розрахунків може бути покладено схему плоского шліфування (рис. 3.10,б) за умови, що все тепло, яке виникає у процесі різання, витрачається на нагрівання оброблюваної деталі. У подальших розрахунках необхідно враховувати також тепло, яке надходить до стружок, що утворюються. Це дозволить достатньо правильно аналітично описати закономірності формування температури різання під час зубошліфування.

Тому розрахунок температури різання під час зубошліфування виконано на основі розрахункової схеми, у якій припуск, що знімається, представлено у вигляді безлічі елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів, які за час переміщення із точки A у точку A' перерізаються зі швидкістю $V_{різ}$ шліфувальним кругом, що обертається зі швидкістю $V_{кр}$, та зі швидкістю переміщення деталі $V_{дет}$ (рис. 3.10,б) [146]. На кожен адіабатичний стержень (стілки якого ізолювані) діє теплове джерело щільністю q , що призводить до поширення тепла лише вздовж адіабатичного стержня без урахування поширення тепла до стружок, що утворюються.

Температура різання θ під час шліфування може бути описана залежністю (3.1), виходячи із якої, зменшити температуру різання θ можна двома шляхами: зменшенням щільності теплового потоку q або зменшенням глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування l_2 . Однак ці параметри взаємозалежні між собою і тому для визначення умов зменшення температури різання θ необхідно встановити функціональні зв'язки між ними.

Щільність теплового потоку q визначається залежністю:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{F}, \quad (3.38)$$

де F – площа контакту круга із оброблюваним матеріалом, м².

Із урахуванням залежності $S_{мит} = Q/V_{кр}$ [145] маємо:

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}, \quad (3.39)$$

де Q – продуктивність обробки, м³/с.

Виходячи із залежності (3.39), зменшити щільність теплового потоку q можна зменшенням умовного напруження різання σ , продуктивності обробки Q та збільшенням площі контакту круга із оброблюваним матеріалом F . Із цього випливає ефективність переходу від шліфування периферією круга до шліфування торцем круга, оскільки площа контакту круга із оброблюваною поверхнею у другому випадку значно більша, а це приводить до зменшення щільності теплового потоку q .

Очевидно, зменшувати продуктивність обробки Q економічно нецільно, набагато ефективніше зменшувати умовне напруження різання σ шляхом забезпечення високої різальної здатності круга, знижуючи тертя у зоні різання шляхом застосування ефективних технологічних середовищ тощо. Це підтверджується експериментальними даними (рис. 3.11), наведеними у роботі Якімова О. В. [163]. Так, встановлено, що під час шліфування непросоченими суцільними кругами коефіцієнт ріжучої здатності $K = Q/P_y$ із часом обробки τ безперервно зменшується. Це пов'язано зі зменшенням продуктивності обробки Q . В умовах обробки просоченими кругами інтенсивність зменшення коефіцієнта ріжучої здатності $K = Q/P_y$ значно менша, ніж в умовах обробки непросоченими кругами, що обумовлено зменшенням інтенсивності тертя зв'язки та зерен круга із оброблюваним матеріалом. Застосування переривчастих кругів дозволяє фактично вилучити зменшення

коефіцієнта ріжучої здатності $K = Q/P_y$ шляхом збільшення продуктивності обробки Q (рис. 3.12 [162]).

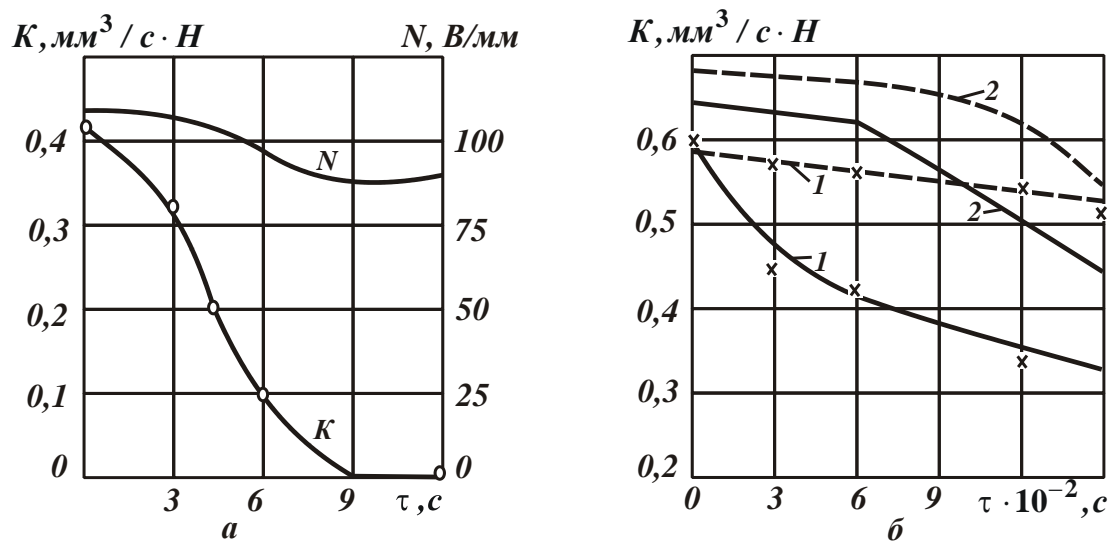


Рисунок 3.11 – Залежність від часу шліфування суцільним (контурні лінії) та переривчастим (пунктирні лінії) кругами потужності N , що витрачається у процесі різання (а); питомого знімання металу K (б): 1 – шліфування непросоченими кругами; 2 – шліфування просоченими кругами [163]

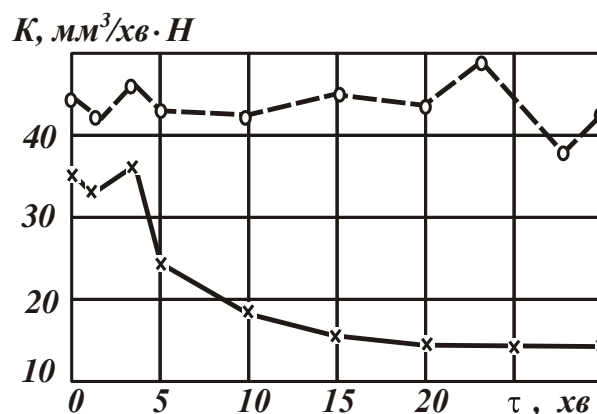


Рисунок 3.12 – Залежність питомого знімання металу K від часу шліфування деталей із сталі X12M (абразивний круг – E9A25CM2K; $V_{кр} = 25$ м/с;

$V_{дет} = 10$ м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові лінії – переривчастий круг) [162]

Таким чином показано, що важливою умовою зменшення умовного напруження різання є використання переривчастого шліфування, яке завдяки ударному характеру взаємодії переривчастого круга із оброблюваною

деталлю забезпечує підтримку на його робочій поверхні розвиненого ріжучого рельєфу і зниження енергоємності обробки.

В умовах традиційного багатопрохідного шліфування периферією круга параметр $F = B \cdot l_{\text{конт}}$ визначається залежністю $F = B \cdot l_{\text{конт}}$, де B – ширина шліфування, м; $l_{\text{конт}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м. У свою чергу, продуктивність обробки визначається залежністю $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}$, де t_{ϕ} – фактична глибина шліфування, м. Тоді залежність (3.39) набуде вигляду:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}}{l_{\text{конт}}}, \quad (3.40)$$

де $l_{\text{конт}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t_{\phi}}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}} [145];$

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

В умовах плоского шліфування $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$, тоді:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t_{\phi}}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (3.41)$$

Таким чином, щільність теплового потоку q меншою мірою залежить від глибини шліфування t_{ϕ} , ніж від швидкості переміщення деталі $V_{\text{дет}}$. При цьому щільність теплового потоку q зменшується зі збільшенням радіусу круга $R_{\text{кр}}$.

Проведемо теоретичний аналіз глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час шліфування l_2 , тобто параметра, що входить у залежність (3.1) і аналітично описується: $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau$, де τ – час контакту круга із фіксованим перетином оброблюваної поверхні, с. Як видно, єдиною можливою умовою зменшення параметра l_2 є зменшення часу контакту круга із фіксованим перетином оброблюваної поверхні τ . Виходячи із цього, ефективне застосування багатопрохідного шліфування, яке характеризується достатньо високою швидкістю переміщення деталі $V_{\text{дет}}$, оскільки

$$\tau = \frac{l_{\text{конт}}}{V_{\text{дет}}} = \sqrt{2 \cdot t_{\phi} \cdot R_{\text{кр}}} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}. \quad (3.42)$$

Зменшити час τ можна також шляхом зменшення фактичної глибини шліфування t_ϕ та застосування переривчастого шліфування. Після підстановки залежності (3.41) та залежностей $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau$; $t_\phi = t / \sin \frac{\alpha}{2}$ у залежність (3.1) отримано узагальнену залежність для визначення температури різання під час зубошліфування:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{dem} \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \quad (3.43)$$

Згідно залежності (3.43), найбільше впливає на температуру різання θ під час зубошліфування умовне напруження різання σ . Тому основний ефект від зменшення температури різання θ можна досягти завдяки зменшенню умовного напруження різання σ шляхом забезпечення високої різальної здатності круга.

Із урахуванням питомої продуктивності обробки $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$ залежність (3.43) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{num}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \quad (3.44)$$

Як видно, для заданого значення Q_{num} ефективно номінальну глибину шліфування t зменшувати, тобто застосовувати схему багатопрхідного шліфування. Цю умову слід розглядати другою основною умовою зменшення температури різання θ під час шліфування. Проте, ефект від цієї умови менш значний, оскільки номінальна глибина шліфування t входить у залежність (3.44) у невеликому ступені – 0,25. Це вказує на доцільність зменшення температури різання θ шляхом зменшення умовного напруження різання σ .

Для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{num} = V_{dem} \cdot t$ параметр l_2 визначається залежністю :

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{t}{Q_{num}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot R_{кр}}{\sin \frac{\alpha}{2}}} \quad (3.45)$$

Проте, зменшити параметр l_2 і, відповідно, можливу глибину дефектного шару обробленої деталі, обумовлену температурним чинником, можна зменшенням номінальної глибини шліфування t і підвищенням швидкості перемі-

щення деталі V_{det} , тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Звідси випливає, що використання багатопрохідного шліфування вирішує дві важливі задачі: зменшення температури різання θ під час шліфування та глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 із метою підвищення якості обробленої деталі.

Зробимо кількісне оцінювання температури різання θ під час шліфування абразивним кругом форми 2П за залежністю (3.43) для вихідних даних: оброблюваний матеріал – сталь 18ХГН2МФБ; $\sigma = 1,5 \cdot 10^4$ Н/мм²; $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\lambda = 42$ Вт/(м·град); $\alpha = 60^\circ$; $t = 0,01$ мм; $V_{det} = 10$ м/хв.

Розрахунками встановлено, що $\theta = 240$ °С. Отже, в умовах багатопрохідного шліфування температура різання набуває невеликого значення, що виключає утворення температурних дефектів на оброблюваній поверхні та не призводить до зниження якості обробки.

Як видно, запропонована залежність визначення температури різання достатньо об'єктивно відображає закономірності формування якості обробки під час шліфування.

У роботі [69] показано, що утворення припикань на оброблюваній поверхні під час шліфування сталі 18ХГН2МФБ абразивним кругом 2П 400×32×127 24А 10 СМ2 8 К6 відбувається за граничним значенням номінальної глибини шліфування $t = 0,07$ мм та швидкості деталі $V_{det} = 12$ м/хв. Відповідно до залежності (3.43), для цих значень глибини шліфування та швидкості деталі температура різання $\theta = 1131$ °С. Цілком очевидно, що перевищення цієї температури різання може призводити до виникнення припикань та інших температурних дефектів на оброблюваній поверхні.

Як зазначалося раніше, зменшити температуру різання θ під час шліфування та підвищити продуктивність обробки можна зменшенням умовного напруження різання σ шляхом застосування для цього високопористих абразивних кругів. Експериментально встановлено [69], що під час шліфування високопористим кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W (виробництво компанії "Вінтертур") умовне напруження різання σ може бути зменшено у 2 рази. Це означає, що здійснюючи шліфування зі швидкістю деталі $V_{det} = 3$ м/хв, гранична номінальна глибина шліфування t може бути збільшена до величини припуску, що знімається (наприклад, до 0,4 мм), за умови забезпечення температури різання $\theta = 1045$ °С, яка встановлена на основі залежності (3.43). У результаті з'являється можливість реалізації процесу зубошліфування зубчастих коліс за методом профільного копіювання, що здійснюється, за суттю,

за схемою глибинного шліфування із більш високою продуктивністю обробки (порівняно із зубошліфуванням за методом обкатування). Це досягається, головним чином, шляхом зменшення кількості проходів круга та зниження допоміжного часу обробки.

Безсумнівно, збільшення номінальної глибини шліфування t до величини припуску, що знімається, відповідно до залежності (3.45), призводить до збільшення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 . Проте, як встановлено експериментально, у цьому випадку на оброблених поверхнях відсутні припикання та інші температурні дефекти, оскільки температура різання $\theta = 1045$ °С нижче критичного значення. Тому необхідно перший прохід круга здійснювати за схемою плоского глибинного шліфування із невеликою швидкістю деталі (3 м/хв), а наступні проходи круга – під час остаточної обробки (2 – 3 проходи) – за схемою багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі.

3.5. Методологія розроблення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій шліфування деталей машин та різальних твердосплавних інструментів на основі зниження силової та теплової напруженостей процесу різання

Для узагальненого аналізу технологічних можливостей процесу шліфування аналітичну залежність (1.53) із урахуванням відомих виразів $V_{риз} = t/\tau$ та $\tau = l/V_{дем}$ слід перетворити до вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{\frac{t \cdot Q_{num}}{a \cdot l}}, \quad (3.46)$$

де l – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

У п. 3.2 (табл. 3.5) встановлено, що зі збільшенням температури різання θ розрахункові значення $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ зменшуються. Отже, зменшити

температуру різання θ можна підвищенням правої частини залежності (3.46),

тобто збільшенням функції $e^{\frac{t \cdot Q_{num}}{a \cdot l}}$. Це досягається зменшенням глибини шліфування t , питомої продуктивності обробки $Q_{num} = V_{дем} \cdot t$ та збільшен-

ням довжини контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю l . У зв'язку із цим доцільно використовувати схему шліфування торцем круга, за якою параметр l більше, ніж під час шліфування периферією круга, а температура різання θ , навпаки, менше.

Із метою досягнення заданої температури різання θ та забезпечення максимально можливої продуктивності обробки, виходячи із залежності (3.46), глибину шліфування t слід зменшувати, а швидкість деталі $V_{дет}$ збільшувати, тобто використовувати схему багатопрхідного шліфування.

Цим, наприклад, можна пояснити ефективність застосування схеми зубшліфування за методом обкатування, що здійснюється кругом із двостороннім конічним профілем із кутом у вершини α (рис. 3.13) та забезпечує збільшення довжини контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю l й, відповідно, зменшення температури різання θ . Умовний радіус конусної частини круга $R_{умов}$ дорівнює [69]:

$$R_{умов} = \frac{R_{кр}}{\sin \frac{\alpha}{2}}. \quad (3.47)$$

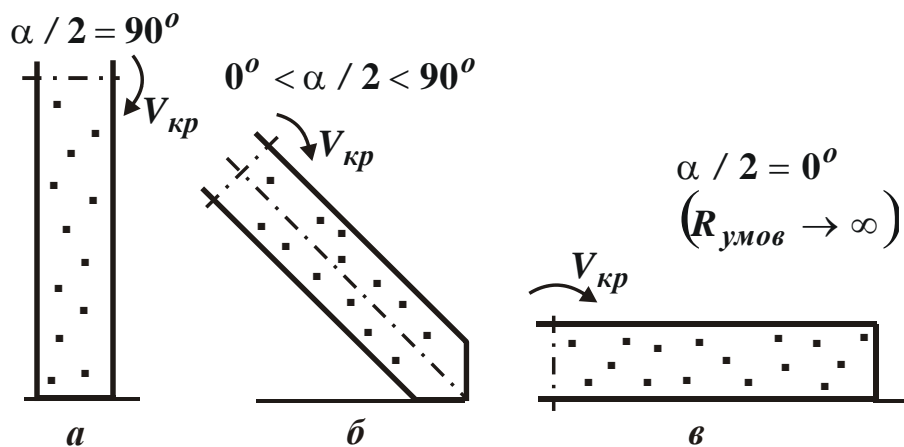


Рисунок 3.13 – Схема переходу від шліфування периферією круга (а) до шліфування кругом із двостороннім конічним профілем (б) та до шліфування торцем круга (в)

Оскільки кут $\alpha < 90$, то умовний радіус конусної частини круга $R_{умов}$ більше за радіус круга $R_{кр}$. Це означає, що під час шліфування кругом із двостороннім конічним профілем (порівняно із шліфуванням периферією круга) більше довжина l та кількість зерен, які приймають участь у процесі різання.

Температура різання θ у цьому випадку визначається залежністю (1.55), розглядаючи у ній замість діаметра круга $D_{кр}$ значення $2 \cdot R_{умов}$. Як видно, чим більше $R_{умов}$, тим менше температура різання θ .

Виходячи із залежності (3.46), це означає, що зі збільшенням довжини контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю l можна одночасно збільшити глибину шліфування t та питому продуктивність обробки $Q_{num} = V_{дем} \cdot t$, тобто здійснити перехід у зону глибинного шліфування та здійснити високопродуктивне знімання припуску за один прохід круга. У результаті зменшується час, що витрачається на реверсування столу шліфувального верстата, і підвищується продуктивність обробки без зниження якості оброблюваних поверхонь. А застосування високопористих абразивних кругів, які дозволяють суттєво зменшити інтенсивність тертя у зоні шліфування та умовне напруження різання σ , відкриває широкі перспективи зниження температури різання θ та підвищення якості та продуктивності обробки.

На основі отриманих теоретичних рішень розроблено ефективну бездефектну технологію зубошліфування за методом профільного копіювання на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250 із застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга (із двостороннім конічним профілем і кутом у вершини α), що характеризується високою ріжучою здатністю в умовах високопродуктивного глибинного шліфування (рис. 3.14) [79].

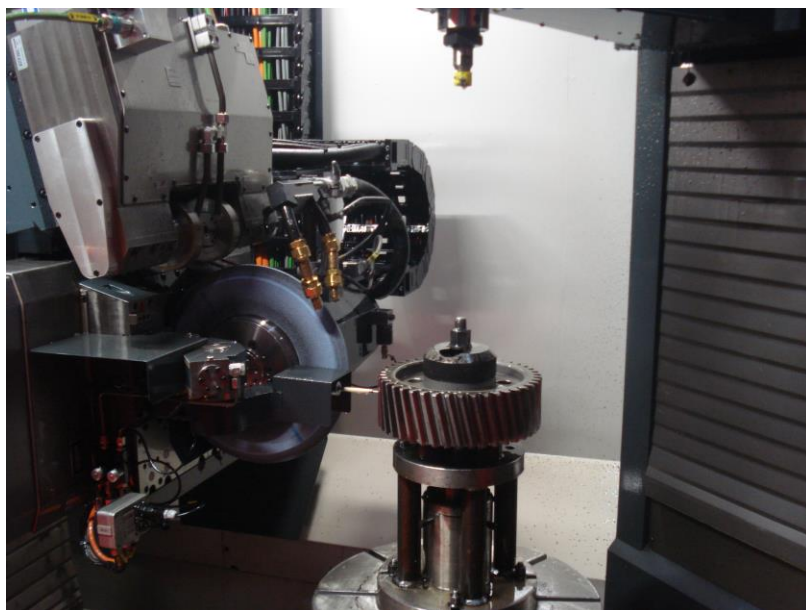


Рисунок 3.14 – Обробка зубчастого колеса на зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250

Знімання припуску величиною 0,4 мм на сторону здійснюється за 4 проходи шліфувального круга із відносно невеликою швидкістю його переміщення вздовж оброблюваного зуба, що дорівнює 3 м/хв, і швидкістю обертання круга 40 м/с. Порівняно із традиційною схемою зубошліфування за методом обкатування, що здійснюється в умовах багатопрхідного шліфування та застосовується на підприємстві, це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки. У результаті річна програма обробки зубчастих коліс здійснюється на одному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLER RAPID 1250, що дозволило вивільнити 4 зубошліфувальні верстати, які працювали за методом обкатування. При цьому на оброблюваних поверхнях відсутні припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти, що свідчить про відносно низьку температуру шліфування та високу різальну здатність круга в умовах глибинного шліфування. Підвищенню продуктивності обробки сприяло також значне зниження допоміжного часу обробки через зменшення кількості проходів круга, що надзвичайно важливо для операції зубошліфування, яка характеризується високою трудомісткістю.

Отримані у роботі теоретичні рішення використано також для створення високопродуктивного глибинного зовнішнього шліфування різальних багатолезових твердосплавних інструментів (фрез, розверток) алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках [145]. Запропоновано шліфування здійснювати із глибиною різання $t = 0,1 \dots 0,6$ мм, швидкістю деталі $V_{дет} = 0,5 \dots 3$ м/хв й поздовжньою подачею, близькою до висоти круга. Із метою забезпечення високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці здійснювалося його періодичне електроерозійн правлення. У результаті вдалося підвищити продуктивність обробки до рівня 20 тис. мм³/хв та вище і знизити теплову напруженість процесу шліфування – вилучити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. При цьому попереднє та остаточне шліфування здійснювалося фактично у одну операцію із забезпеченням високих вимог до якості оброблюваних поверхонь (рис. 3.15).

Як впливає із рис. 3.15, застосування алмазного високопродуктивного глибинного шліфування твердосплавних інструментів ($V_{дет} = 1$ м/хв) дозволяє зменшити параметр шорсткості обробленої поверхні R_a порівняно із багатопрхідним шліфуванням, що здійснюється зі збільшеною швидкістю деталі ($V_{дет} = 10$ м/хв).

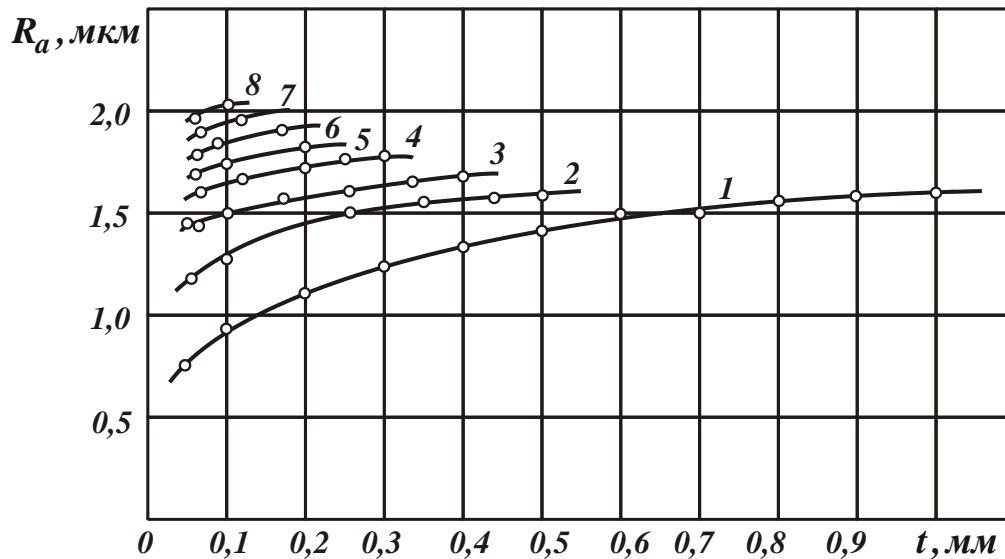


Рисунок 3.15 – Залежності зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_a під час круглого зовнішнього шліфування: алмазний круг 1A1 300 25 AC6 200/160 A1 4 M1-01 ($V_{кр} = 35$ м/с; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8): 1 – 6, відповідно, 1 ... 6 м/хв; 7 – 8 м/хв; 8 – 10 м/хв

У табл. 3.7 наведено результати експериментальних досліджень параметрів кристалічної субструктури та напруженого стану поверхневого шару твердого сплаву ВК8 після високопродуктивного алмазного глибинного шліфування. Умови проведення експериментів: алмазний круг на металевій зв'язці 1A1 300×25 AC6 200/160 A1 4 M1-01; швидкість круга $V_{кр} = 35$ м/с; позаджня подача $S_{нозд} = 22,5$ мм/об.; мастильно-охолоджувальна рідина – 3-відсотковий содовий розчин у воді із 0,5-відсотковим розчином NaNO_3 ; питома продуктивність обробки $Q_{num} = 500$ мм³/(хв·мм); продуктивність обробки $Q = 11250$ мм³/хв. Основними кількісними критеріями якості обробки прийнято параметри: $(\sigma_1 + \sigma_2)$ – сума основних напружень першого роду, МПа; L_E – розмір областей когерентного розсіювання, Н·м. Вимірювання параметрів якості здійснювали за відомими методиками.

Як впливає із табл. 3.7, незалежно від поєднання параметрів режиму шліфування $V_{дем}$ і t сума головних напружень першого роду $(\sigma_1 + \sigma_2)$ завжди негативна. Це свідчить про те, що під час алмазного високопродуктивного глибинного шліфування твердого сплаву ВК8 вплив теплового чинника на параметри якості оброблених поверхонь несуттєвий, тобто переважає силовий чинник, який не викликає утворення дефектів у поверхневому шарі

твердого сплаву ВК8. Отже, застосування глибокого алмазного шліфування твердосплавних інструментів дозволяє, поряд зі збільшенням продуктивності, домогтися високоякісної бездефектної обробки.

Таблиця 3.7 – Параметри кристалічної субструктури та напруженого стану поверхневого шару твердого сплаву ВК8 після алмазного високопродуктивного глибокого шліфування

V_{det} , м/хв	$t \cdot 10^{-3}$, м	$\varepsilon = \Delta d / \Delta x \cdot 10^4$	L_E , Н·м	$-(\sigma_1 + \sigma_2)$, МПа
1,0	0,5	4	17,7	2,6
2,0	0,25	3	16,8	3,0
3,0	0,17	3	16,5	3,0
4,0	0,125	2	14,9	3,4
5,0	0,1	2	15,2	3,2
6,0	0,08	2	15,6	3,2
8,0	0,06	3	16,2	3,0
10,0	0,06	4	16,9	2,8

Розроблену технологію зубошліфування із високою ефективністю впроваджено у основне виробництво ПАТ Харківський машинобудівний завод "Світло шахтаря" (м. Харків, Україна) для обробки зубчастих коліс приводів редукторів шахтних конвеєрів.

Застосування розробленої технології алмазного високопродуктивного глибокого шліфування твердосплавних інструментів дозволило замінити на ряді підприємств України (Харківський машинобудівний завод "ФЕД", Харківський завод "Потенціал" та ін.) традиційну малоефективну технологію багатопрхідного шліфування звичайними абразивними кругами, що здійснюється із відносно низькими показниками якості та продуктивності обробки. Так, встановлено, що температурні дефекти, що утворюються на оброблюваних поверхнях на операції зовнішнього круглого попереднього абразивного шліфування твердосплавних інструментів, не завжди вдавалося усунути на наступних операціях остаточного шліфування, у тому числі здійснюваних із застосуванням алмазних кругів. Застосування розробленої технології алмазного високопродуктивного глибокого шліфування твердосплавних інструментів дозволило у 2 – 3 рази підвищити продуктивність та забезпечити їхню високоякісну бездефектну обробку.

Отримані теоретичні рішення можна використовувати для подальшого вдосконалення технологій фінішної абразивної обробки деталей машин та інструментів із метою підвищення продуктивності та якості оброблюваних поверхонь.

3.6. Розроблення способу глибинного шліфування циліндричної деталі кругом із синтетичного надтвердого матеріалу

На практиці отримав застосування спосіб глибинного шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу, за яким шліфувальний круг приводять у обертальний рух, а деталь – у обертальний та зворотно-поступальний рух [22, 23]. Недоліком цього способу глибинного шліфування є виникнення значної температури різання, яка призводить до утворення на обробленій поверхні деталі припикань та інших температурних дефектів, що знижує її якість та експлуатаційні властивості.

Правлять шліфувальний круг із синтетичного надтвердого матеріалу (алмазний круг), як правило, шляхом обточування алмазовмісного шару круга абразивним бруском, що забезпечує його достатньо високу різальну здатність та, відповідно, зменшення температури різання і підвищення якості оброблюваної деталі та її експлуатаційних властивостей [37, 38]. Однак цей спосіб не забезпечує максимально можливу продуктивність обробки для заданої температури різання.

Тому для вдосконалення способу глибинного шліфування циліндричної деталі запропоновано після правлення шліфувального круга попередньо здійснити шліфування деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, виміряти потужності, що витрачаються під час шліфування й холостого ходу стола верстата, та встановити енергоємність обробки за певною залежністю. Після цього слід здійснити шліфування партії деталей зі швидкістю обертів деталі, яку встановлено за певною залежністю, що забезпечує підвищення продуктивності обробки для заданої температури різання та, відповідно, підвищення якості обробленої поверхні.

Поставлене завдання вирішується тим, що у способі глибинного шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу, під час якого шліфувальний круг приводять у обертальний рух, а деталь – у обертальний та зворотно-поступальний рух, при

цьому здійснюють правлення шліфувального круга методом механічної дії на його алмазовмісний шар, згідно із корисною моделлю, попередньо після правлення шліфувального круга здійснюють шліфування деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, вимірюють потужності, що витрачаються під час шліфування й холостому ході стола верстата, та встановлюють енергоємність обробки за залежністю [100]:

$$\sigma = \frac{N}{B_1 \cdot V_{dem1} \cdot t}, \quad (3.48)$$

після чого шліфування партії деталей здійснюють зі швидкістю обертів деталі, яку встановлюють згідно залежності:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{V_{dem} \cdot t}{a} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}}, \quad (3.49)$$

де σ – енергоємність обробки, Н/м²;

$N = N_1 - N_2$ – ефективна потужність шліфування, Вт;

N_1, N_2 – потужності, що витрачаються під час шліфування й холостого ходу стола верстата, Вт;

B_1 – поздовжня подача за один оберт деталі, м;

V_{dem1} – швидкість обертів деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, м/с;

t – глибина шліфування, м;

V_{dem} – швидкість обертів деталі, м/с;

$e \approx 2,72$;

θ – температура різання, град;

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³;

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

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

$R_{кр}$ – радіус шліфувального круга, м.

Для реалізації пропонованого способу попередньо вимірюють потужності, що витрачаються під час шліфування N_1 й холостого ходу стола верстата N_2 , визначають ефективну потужність шліфування $N = N_1 - N_2$ та встановлюють енергоємність обробки σ за залежністю (3.48). Це дозволяє значно

підвищити продуктивність та якість обробки для заданої температури різання θ шляхом значного збільшення швидкості обертів деталі V_{dem} в умовах глибинного шліфування згідно залежності (3.49).

У залежності (3.48) параметр B_1 слід приймати рівним або більшим половини висоти шліфувального круга; швидкість обертів деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, V_{dem1} встановлювати у межах 0,5 ... 5 м/с, а глибину шліфування t встановлювати у межах 0,1 ... 1 мм.

Із залежності (3.49) випливає важливий висновок відносно того, що зі збільшенням швидкості обертів деталі V_{dem} температура різання θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого (максимального) значення, рівного $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Тому глибинне шліфування доцільно здійснювати із температурою різання θ , близькою до максимальної температури різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, але меншою критичної температури різання, за якої можливе утворення на оброблюваній поверхні припикань та інших температурних дефектів, що знижують якість оброблюваної деталі. Це дозволяє суттєво збільшити продуктивність обробки $Q = B_1 \cdot V_{dem} \cdot t$ фактично без збільшення температури різання θ . При цьому також з'являється можливість підвищення продуктивності обробки завдяки зніманню всього припуску за один поздовжній хід шліфувального круга.

Для забезпечення цих умов шліфування необхідно зменшувати енергоємність обробки σ шляхом підвищення ріжучої здатності шліфувального круга, здійснюючи його правлення із використанням ефективних методів механічної дії на його алмазовмісний шар.

На рис. 3.16 зображено схему, яка ілюструє реалізацію пропонованого способу глибинного шліфування. Обробку здійснюють периферією шліфувального круга висотою B із синтетичного надтвердого матеріалу 1 після його правлення. Шліфувальному кругу надають обертальний рух із швидкістю $V_{кр}$, а деталі 2 – зворотно-поступальний рух із поздовжньою подачею за один оберт деталі B_1 (відповідно, швидкістю поздовжньої подачі $S_{позд}$) та обертальний рух зі швидкістю V_{dem} , яка визначається залежністю (3.49). Глибину шліфування t встановлюють у межах 0,1 ... 1 мм.

Приклад реалізації способу шліфування. Здійснюється обробка периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу радіусом $R_{кр} = 0,15$ м та висотою $B = 0,02$ м (зернистість круга 100/80, концентрація зерен 100 %, металева зв'язка М1-01) циліндричної деталі радіусом

$R_{dem} = 0,01$ м, виготовленої зі сталі 20Х3МВФ, під час знімання припуску, рівного $0,5 \cdot 10^{-3}$ м. Теплофізичні та механічні властивості сталі 20Х3МВФ наступні: питома теплоємність – $c = 549$ Дж/(кг·град.); щільність – $\rho = 7720$ кг/м³; коефіцієнт теплопровідності – $\lambda = 35,6$ Дж/(м·с·град.); коефіцієнт температуропровідності – $a = 8,38 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

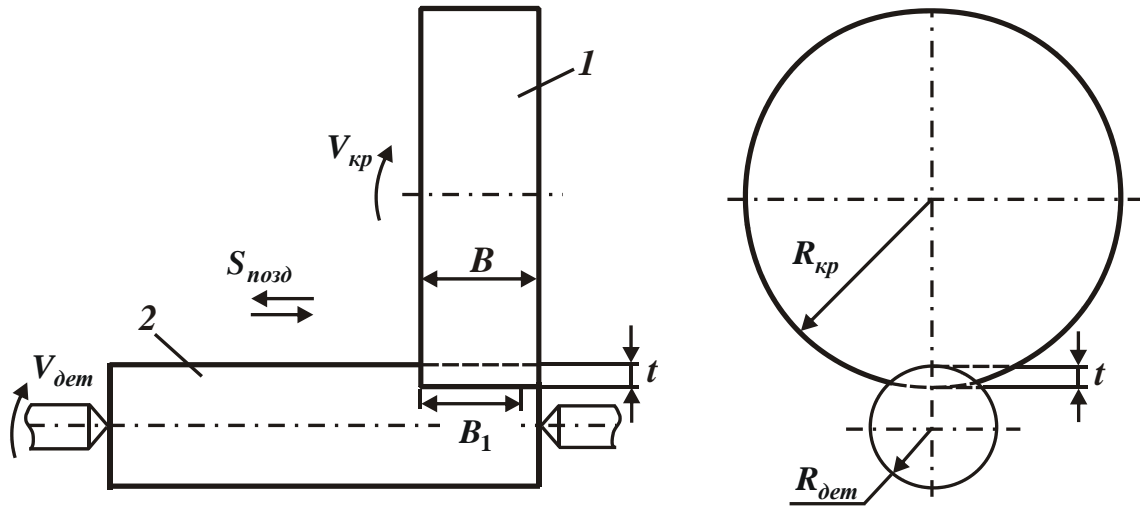


Рисунок 3.16 – Схема здійснення способу глибокого шліфування циліндричної деталі

Попередньо після правлення шліфувального круга методом механічної дії на його алмазовмісний шар (шляхом обточування абразивним бруском) здійснюють шліфування деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, із параметрами режиму різання: $B_1 = 0,01$ м; $V_{dem1} = 1$ м/хв = $0,0167$ м/с; $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{kp} = 30$ м/с. При цьому вимірюють потужності, що витрачаються під час шліфування N_1 й холостого ходу столу верстата N_2 , які, відповідно, дорівнюють: $N_1 = 1550$ Вт; $N_2 = 845$ Вт. Після цього визначають ефективну потужність шліфування $N = N_1 - N_2$, яка дорівнює $N = 705$ Вт, та визначають енергоємність обробки σ згідно залежності (3.48). У результаті розрахунків отримано значення $\sigma = 8443 \cdot 10^6$ Н/м².

Використовуючи вихідні дані ($\theta = 800$ град.; $c = 549$ Дж/(кг·град.); $\rho = 7720$ кг/м³; $a = 8,38 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $R_{kp} = 0,15$ м), із залежності $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ отримано значення максимальної температури різання $\theta_{max} = 1992$ град. та, відповідно, відношення $\theta / \theta_{max} = 0,4$, а із залежності (3.49) отримано значення швидкості обертів деталі $V_{dem} = 2,46$ м/хв = $0,041$ м/с.

Розрахунок швидкості обертів деталі $V_{дет}$ згідно залежності (3.49) слід виконувати наступним чином. Спочатку для заданого значення відношення $\theta/\theta_{max}=0,4$ визначається ліва частина залежності. Після цього визначається показник степеня $-\frac{V_{дет} \cdot t}{a} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}$ функції $e \approx 2,72$ у правій частині залежності (3.49). Звідси визначається швидкість обертів деталі $V_{дет}$.

Оскільки відношення $\theta/\theta_{max}=0,4$, то у даному випадку неможливо реалізувати сталий процес шліфування, за яким $\theta/\theta_{max}=1,0$ (рис. 3.17), а продуктивність обробки фактично не залежить від температури різання. Для виконання цієї умови потрібно значно (у 2,5 рази) зменшити енергоємність обробки σ , що викликає значні труднощі.

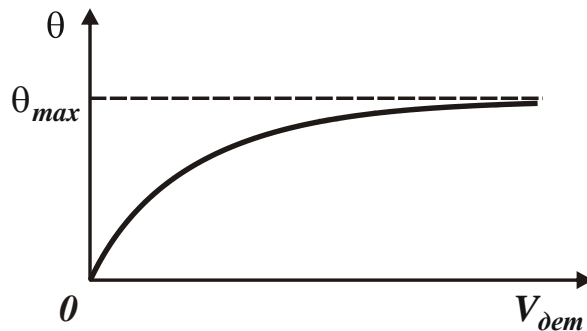


Рисунок 3.17 – Залежність температури різання θ від швидкості обертів деталі $V_{дет}$

Однак, у даному випадку за заданою глибиною шліфування $t=0,5 \cdot 10^{-3}$ м та заданою температурою різання $\theta=800$ град. продуктивність обробки приймає значення $Q = B_1 \cdot V_{дет} \cdot t = 12,3 \cdot 10^3$ мм³/хв. Це перевищує значення продуктивності обробки, які досягнуто на діючих операціях шліфування в умовах виробництва. Крім того, знімання припуску, рівного $0,5 \cdot 10^{-3}$ м, за один поздовжній хід шліфувального круга також дозволяє зменшити допоміжний час обробки, пов'язаний із реверсуванням стола верстата. Це додатково призводить до зменшення часу під час обробки даної деталі.

Таким чином розроблений спосіб глибокого шліфування дозволяє забезпечити підвищення продуктивності обробки для заданої температури різання, що є важливим чинником підвищення якості та конкурентоздатності виготовленої продукції.

Висновки

1. У останні роки отримали широке застосування на практиці шліфувальні круги із переривчастою робочою поверхнею, які характеризуються подвійним технологічним ефектом. По-перше, у результаті ударно-циклічної взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом безперервно здійснюється відновлення їх ріжучої здатності та забезпечується шліфування із підвищеною продуктивністю обробки. По-друге, завдяки переривчастому контакту робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом (у момент проходження вирізами круга зони різання) зменшується температура різання. Це викликає утворення різних температурних дефектів на оброблюваних поверхнях деталей і дозволяє підвищити параметри якості обробки. Причому, зменшення температури різання відбувається також і завдяки забезпеченню високої ріжучої здатності переривчастого круга, який у процесі шліфування, за суттю, працює у режимі безперервного механічного правлення. Підтвердженням цьому є той факт, що звичайні (суцільні) абразивні круги більш високої твердості, які у звичайних умовах шліфування фактично непрацездатні внаслідок інтенсивного засалювання робочої поверхні та втрати ріжучої здатності, в умовах переривчастого шліфування працюють безперервно у режимі рівномірного зношування та не вимагають їх виправлення, забезпечують високі показники якості та продуктивності обробки.

2. У роботі отримано принципово нове теоретичне рішення відносно умов зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Для цього з єдиних теоретичних позицій встановлено аналітичні залежності для визначення температури різання під час шліфування переривчастим і суцільним кругами. Показано, що зменшення довжини робочого виступу переривчастого круга неоднозначно впливає на температуру різання. Із однієї сторони, це призводить до зменшення часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю і, відповідно, зменшення температури різання. Із іншої сторони, – до збільшення фактичної глибини шліфування, що припадає на робочий виступ переривчастого круга і, відповідно, до збільшення температури різання. У результаті має місце екстремум (мінімум) температури різання, за яким довжини робочого виступу та вирізу переривчастого круга однакові. Встановлено, що найменшого значення температури різання та найбільшого значення продуктивності обробки можна досягти під час переривчастого глибинного шліфування із

відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга, а також шляхом збільшення кількості робочих вирізів переривчастого круга. У цьому випадку ефект зменшення температури різання пов'язаний зі збільшенням кількості контактів робочих виступів переривчастого круга з фіксованим перетином оброблюваної деталі: чим їх більше, тим менше температура різання. Показано, що під час шліфування суцільним кругом, навпаки, зменшити температуру різання можна шляхом застосування багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі. Однак, під час переривчастого шліфування температура різання менше, а продуктивність обробки більше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Встановлено також, що в умовах багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі значно менше, і ефект зниження температури різання від застосування переривчастого круга незначний, що узгоджується із експериментальними даними.

3. У роботі отримано достатньо просту аналітичну залежність для визначення відношення температур різання під час шліфування переривчастим і суцільним кругами. Як встановлено, ця залежність містить лише одну величину – кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі. Чим їх більше, тим менше це відношення температур різання і вище ефективність шліфування переривчастим кругом, що досягається в умовах глибинного шліфування. Показано, що розбіжність розрахункових та експериментальних значень цього відношення температур різання не перевищує 10 %. Це указує на достовірність наведеного у роботі теоретичного рішення. Його застосування дозволяє спростити методику визначення умов зменшення температури шліфування переривчастими кругами. При цьому не потрібно вдаватися до складних чисельних розрахунків, які покладено у основу відомих методик визначення умов зменшення температури шліфування переривчастими кругами.

4. Встановлено, що під час переривчастого шліфування енергоємність обробки менше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Це є додатковим чинником зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. У цьому випадку для досягнення мінімально можливої температури різання важливо забезпечити інтенсивне охолодження зони шліфування для того, щоб до початку кожного наступного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю зменшити температуру різання до початкового значення i , таким чином, стабілізувати у часі максимальні

(пікові) значення температури різання. Це дозволить підвищити якість та продуктивність обробки. Результати досліджень рекомендується використувати під час розроблення високопродуктивних технологічних процесів переривчастого шліфування деталей машин та виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів.

5. Розроблено методологію створення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій абразивної обробки деталей машин та твёрдосплавних різальних інструментів. Показано, що зменшити температуру різання під час шліфування можна застосуванням як традиційних схем багатопрохідного шліфування, так і схем високопродуктивного глибинного шліфування торцем круга і кругом із двостороннім конічним профілем. Виходячи із цього, отримала практичне застосування розроблена технологія зубошліфування за методом профільного копіювання, що здійснюється в умовах високопродуктивного глибинного шліфування на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250 із застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга із двостороннім конічним профілем, який характеризується високою ріжучою здатністю. Порівняно із традиційною схемою зубошліфування за методом обкатування, що здійснюється в умовах багатопрохідного шліфування, це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки. Розроблено також технологію високопродуктивного глибинного круглого зовнішнього шліфування різальних багатолезових твёрдосплавних інструментів (фрез, розверток) алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках із застосуванням прогресивного методу електроерозійного правлення, що дозволило у 2 – 3 рази підвищити продуктивність і забезпечити високопродуктивну обробку.

6. Розроблено на рівні патенту спосіб глибинного шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвёрдого матеріалу. Правлення шліфувального круга здійснюють методом механічної дії на його алмазовмісний шар. Після цього здійснюють шліфування деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, вимірюють потужності, що витрачають під час шліфування й холостого ходу стола верстата, та встановлюють енергоємність обробки за певною залежністю. Шліфування партії деталей здійснюють зі швидкістю обертів деталі, яку встановлюють за певною залежністю, яка містить енергоємність обробки, теплофізичні характеристики оброблюваного матеріалу, глибину шліфування та радіус шліфувального круга. У результаті забезпечується підвищення продуктивності обробки для заданої температури різання під час шліфування.

Розділ 4

Теплові та механічні процеси під час лезової обробки

4.1. Теоретичне визначення температури різання під час лезової обробки

Застосування сучасних збірних ріжучих лезових твердосплавних і керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва відкрило широкі перспективи підвищення продуктивності та якості обробки деталей, виготовлених із матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями. Тому у даний час підприємства України оснащують сучасним технологічним обладнанням зі значними можливостями підвищення якості, точності й продуктивності механічної обробки. Однак, широке застосування сучасних збірних ріжучих твердосплавних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями із метою їх ефективного практичного використання вимагає глибоких знань закономірностей, що відбуваються у процесі різання. Інакше терміни окупності витрат на їх придбання можуть виявитися значними із-за високої собівартості обробки. Прикладом тому є досвід застосування на підприємствах України сучасних (проте достатньо коштовних) металорізальних інструментів закордонного виробництва. Як встановлено, у разі необґрунтованих умов їх використання собівартість обробки може у декілька разів перевищувати собівартість обробки вітчизняними інструментами, незважаючи на можливість збільшення продуктивності обробки. Тому для їх ефективного використання необхідно знати нові теоретичні підходи до визначення оптимальних режимів різання, що дозволяють знизити теплову й силову напруженості процесу різання. Значною мірою це відноситься до зниження температури різання, яка визначає стійкість лезового інструменту, продуктивність та якість обробки. Отже, у роботі вирішується актуальне науково-практичне завдання теоретичного визначення температури різання під час лезової обробки та обґрунтування умов її зменшення.

Як показано у розділі 1, для визначення закономірностей формування температури різання під час шліфування слід скористатися аналітичною залежністю (1.53). Для визначення закономірностей формування температури різання під час лезової обробки (процесу точіння) розрахунок швидкості $V_{різ}$ руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня можна здійснити за залеж-

ністю $V_{piz} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$ (рис. 4.1,а), де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Тоді з урахуванням виразів $\tau = a_{зpиз} / V_{pиз}$ та $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg} \beta$ [145] залежність (1.53) набуде вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{num} \cdot \operatorname{tg} \beta}, \quad (4.1)$$

де $a_{зpиз} = S \cdot \sin \varphi$ – товщина зрізу, м;

S – подача, мм/об.;

φ – головний кут різця у плані, град.;

$Q_{num} = V \cdot a_{зpиз}$ – питома продуктивність обробки, м²/с;

σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м².

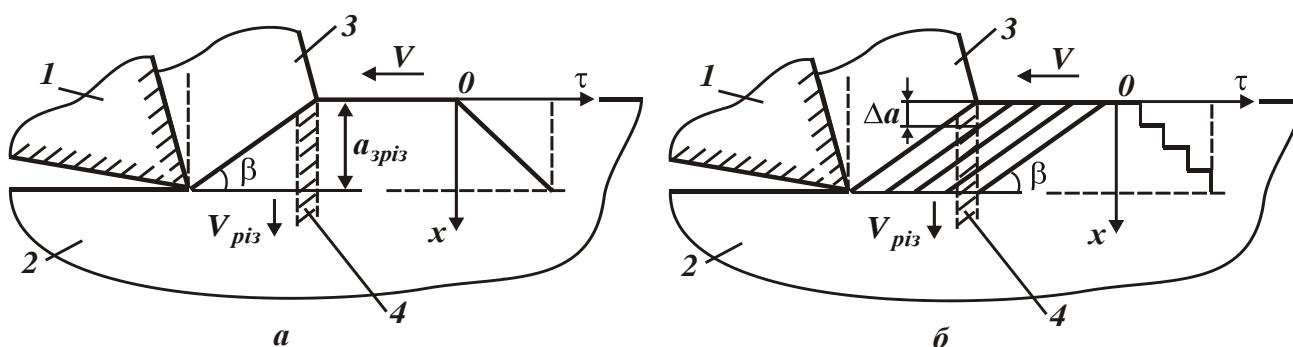


Рисунок 4.1 – Розрахункові схеми температури різання лезовим інструментом із урахуванням рівномірного (а) та періодичного (б) переміщення у часі теплового джерела вздовж адіабатичного стержня: 1 – різець; 2 – оброблювальний матеріал; 3 – стружка; 4 – адіабатичний стержень

Залежність (4.1) справедлива за умови рівномірного у часі переміщення джерела тепла із постійною швидкістю вздовж адіабатичного стержня. У цьому випадку має місце безперервне рівномірне у часі зняття оброблюваного матеріалу, що досягається в умовах шліфування, коли зв'язка шліфувального круга безупинно контактує із оброблюваним матеріалом. Однак, в умовах лезової обробки процес стружкоутворення під час різання здійснюється шляхом періодичних зсувів елементарних об'ємів матеріалу вздовж умовної площини зсуву, яка розташована під кутом β до напрямку руху оброблюваної деталі (рис. 4.1,б). Тому переміщення джерела тепла вздовж адіабатичного стержня не безперервне, а періодичне (стрибкоподібне) із кроком $\Delta a = a_{зpиз} / n$, де n – кількість елементарних об'ємів матеріалу, що утворю-

ються за час переміщення оброблюваної деталі у межах зони різання довжиною $a_{зріз}/tg\beta$ (кількість перерізів адіабатичного стержня). Тобто, на протязі часу $\tau = \Delta a / V_{різ}$ джерело тепла умовно залишається нерухомим, а потім стрибкоподібно переміщується на відстань Δa вздовж адіабатичного стержня і знову на протязі часу $\tau = \Delta a / V_{різ}$ залишається нерухомим. Цей процес повторюється n разів. Очевидно, закономірності формування температури різання у цьому випадку будуть відрізнятися від випадку із рівномірним у часі переміщенням джерела тепла вздовж адіабатичного стержня (рис. 4.1,а) у зв'язку із періодичним відокремленням елементарних об'ємів матеріалу від його основної маси. У результаті значно більша частина тепла, що виникає у момент відокремлення елементарного об'єму матеріалу (порівняно із шліфуванням), надходить до стружки, а не у залишену частину адіабатичного стержня (рис. 4.1,б). Це приводить до зниження температури різання θ під час точіння, яка визначається на основі застосування аналітичних залежностей (2.24), (2.33) і залежності (2.103), яка після розв'язання її відносно відношення θ / θ_{max} приймає вигляд:

$$\frac{\theta}{\theta_{max}} = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{різ} \cdot l_2 . \quad (4.2)$$

Для вихідних даних: точіння деталі зі сталі 45 різцем із гексаніту-Р та $\varphi = 45^\circ$; $V = 100$ м/хв; $S = 0,07$ мм/об.; $t = 0,2$ мм; $a = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\beta \approx 20^\circ$ (за даними професора Коломійця В. В. [42]) розрахунками встановлено: $\tau = 0,824 \cdot 10^{-4}$ с; $V_{різ} = 0,607$ м/с; $a_{зріз} = 0,05$ мм (табл. 4.1).

У табл. 4.1 наведено розраховані на основі залежностей (2.24), (2.33) і (4.2) значення величин τ_n , l_2 і θ / θ_{max} залежно від кількості перерізів адіабатичного стержня n , приймаючи для сталі 45 коефіцієнт теплопровідності $\lambda / (c \cdot \rho) = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

На рис. 4.2 графічно наведено розрахункові значення відношення θ / θ_{max} залежно від кількості перерізів адіабатичного стержня n .

Із табл. 4.1 та рис. 4.2 випливає, що зі збільшенням кількості перерізів адіабатичного стержня n час τ_n збільшується (починаючи із $n = 2$) у широких межах, приймаючи значення, які менше часу повного перерізання адіабатичного стержня $\tau = l / V$. Збільшення часу τ_n , відповідно, приводить до збільшення величин l_2 і θ / θ_{max} . Отже, чим більше кількість перерізів адіабатичного стержня n , тим більше відношення θ / θ_{max} і температура різання θ .

В ідеалі (за умови $n \rightarrow \infty$) приходимо до рішення (4.1), отриманого за умов рівномірного перерізання адіабатичного стержня, що має місце під час шліфування. У цьому випадку розрахункове значення відношення θ / θ_{max} , яке визначається залежністю (4.1), приймає найбільше значення, рівне $\theta / \theta_{max} = 0,99$. Власне, цим можна пояснити підвищені значення температури різання під час шліфування порівняно із процесом точіння, коли руйнування оброблюваного матеріалу відбувається окремими частинами (елементами стружки). Хоча під час шліфування ще має місце й інтенсивне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, що є додатковим осередком збільшення силової напруженості процесу різання, умовного напруження різання σ та, відповідно, температури різання θ , що визначається залежністю (4.2).

Таблиця 4.1 – Значення параметрів теплового процесу під час точіння

n	$d\tau \cdot 10^{-4}$, с	α	$\tau_n \cdot 10^{-4}$, с	l_2 , мкм	θ / θ_{max}
1	0,824	1,377	–	–	–
2	0,412	0,9737	0,000285	0,675	0,1
3	0,275	0,795	0,0145	4,817	0,3658
4	0,206	0,6885	0,02961	6,883	0,522
5	0,165	0,6158	0,041	8,1	0,6158
6	0,137	0,562	0,05	8,944	0,6729
7	0,118	0,52	0,0562	9,483	0,7191
8	0,103	0,487	0,06206	9,965	0,7558
9	0,0916	0,459	0,06648	10,313	0,7823
10	0,0824	0,435	0,07027	10,6	0,8042
11	0,075	0,415	0,073	10,81	0,8205

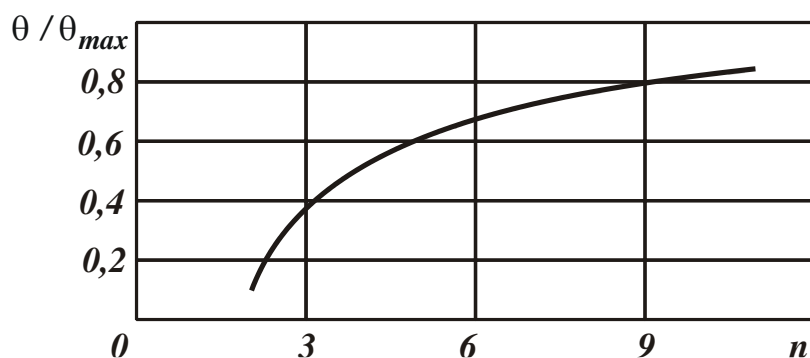


Рисунок 4.2 – Залежність відношення θ / θ_{max} від кількості перерізань адіабатичного стержня n

За умови $n = 1$ все тепло, що виділяється у процесі різання, залишається у зрізаній частині адіабатичного стержня (рис. 4.1,б) та надходить до стружки, що утворюється. Отже, під час різання лезовим інструментом необхідно прагнути до зменшення кількості перерізаних адіабатичного стержня n (кількості зсувів елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу у межах зони різання). У цьому випадку більше тепла, що виділяється у процесі різання, буде надходити до стружки, що утворюється, знижуючи, тим самим, температуру різання й підвищуючи якість та продуктивність обробки. Тому на операціях фінішної обробки матеріалів необхідно за можливістю використовувати процеси різання лезовими інструментами замість процесів шліфування із метою забезпечення високих показників якості та продуктивності обробки.

Таким чином, виходячи із табл. 4.1 та рис. 4.2, встановлено, що зі зменшенням кількості перерізаних n адіабатичного стержня температура різання θ зменшується. За умови $n \rightarrow \infty$ приходимо до розрахункової схеми температури різання із рівномірним переміщенням у часі джерела тепла вздовж адіабатичного стержня (рис. 4.1,а). Однак, це призводить до підвищених значень температури різання θ під час лезової обробки. Тому розрахунок температури різання під час лезової обробки необхідно виконувати за схемою різання із періодичним переміщенням у часі джерела тепла вздовж адіабатичного стержня (рис. 4.1,б). Це буде відповідати експериментальним даним, наведеним у роботі [42]. Так, в умовах обробки деталі зі сталі 45 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.) = 5 Н/(мм²·град.)) експериментально встановлено $\sigma = 7 \cdot 10^3$ Н/мм². Відповідно, розрахункове значення максимальної температури різання дорівнює $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho) = 1400$ °С. За умови $\theta / \theta_{max} = 0,522$ (для $n = 4$) отримано $\theta = 730,8$ °С. Експериментальне значення температури різання дорівнює $\theta = 700$ °С при швидкості різання $V = 100$ м/хв (за даними професора Коломійця В. В., рис. 4.3 [42]). Отже, має місце незначне розходження розрахункового та експериментального значень температури різання (у межах 10 %), рис. 4.4.

На рис. 4.5 наведено фото стружок, які утворюються у процесі точіння деталей зі сталі У10 та сталі Р6М5 за наведених вище умов обробки, які отримано професором Коломійцем В. В. [42]. Як видно, мають місце періодичні зсуви елементарних об'ємів матеріалу вздовж умовної площини зсуву, яка розташована під кутом β до напрямку руху оброблюваної деталі (рис. 4.1,б). Це вказує на достовірність розробленої математичної моделі визначення температури різання під час лезової обробки із урахуванням періодичного переміщення у часі теплового джерела вздовж адіабатичного стержня (рис. 4.1,б).

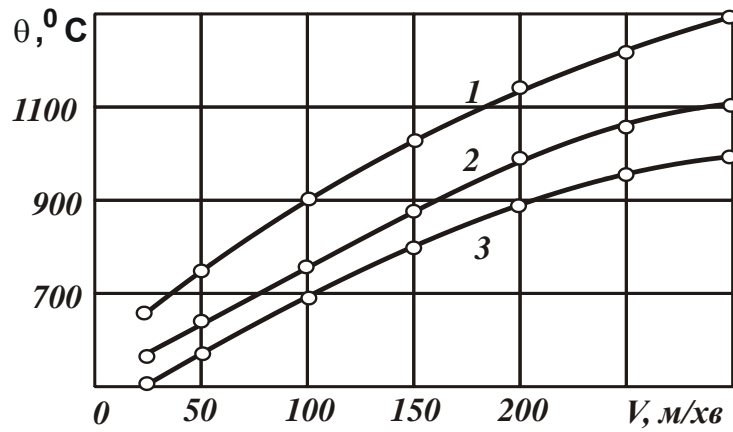


Рисунок 4.3 – Залежність температури різання θ від швидкості різання V :
 1 – сталь Р6М5; 2 – сталь У10; 3 – сталь 45;
 $S = 0,07$ мм/об.; $t = 0,2$ мм; $h_{зад} = 0,2$ мм [42]

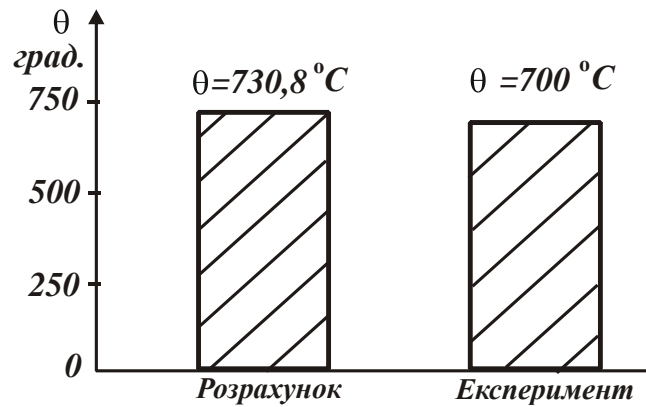


Рисунок 4.4 – Розрахункове та експериментальне значення температури різання під час точіння деталі зі сталі 45

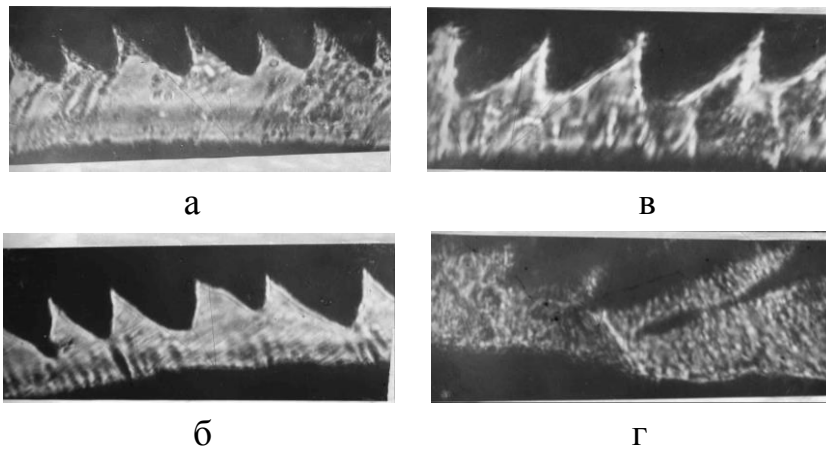


Рисунок 4.5 – Типи стружок: сталь У10 – $V = 70$ м/хв (а);
 сталь У10 – $V = 100$ м/хв (б); сталь Р6М5 – $V = 90$ м/хв (в);
 сталь Р6М5 – $V = 180$ м/хв (г) [42]

Таким чином встановлено, що у реальних умовах лезової обробки слід розрахунок температури різання здійснювати із урахуванням дискретного характеру перерізання адіабатичного стержня у процесі різання, оскільки за умови безперервного характеру перерізання адіабатичного стержня температура різання θ приймає підвищені значення, які мають місце у процесі шліфування (рис. 4.6).

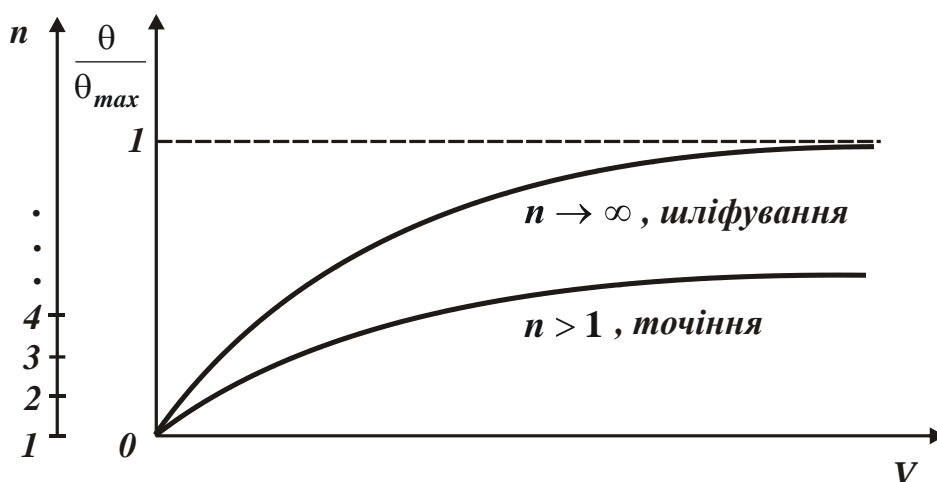


Рисунок 4.6 – Залежність відношення θ/θ_{max} від швидкості різання V під час точіння (або швидкості деталі $V_{дет}$ під час шліфування)

Основною умовою зменшення кількості перерізень адіабатичного стержня n (кількості зсувів елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу у межах зони різання) слід розглядати збільшення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β шляхом застосування більш досконалих різальних лезових інструментів, що характеризуються високою продуктивністю різання та забезпечують зниження інтенсивності тертя у зоні різання. Очевидно, чим більше товщина елементарного об'єму елемента оброблюваного матеріалу, що відділяється внаслідок його зсуву вздовж умовної площини зсуву, тим менше ступінь його деформації й, відповідно, менше умовне напруження різання σ , яке пов'язане з умовним кутом зсуву оброблюваного матеріалу β залежністю: $\sigma = \sigma_{cm} / \text{tg}\beta$. Як впливає із цієї залежності, зі зменшенням умовного напруження різання σ збільшується умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β . Це призводить до збільшення товщини елементарного об'єму елемента оброблюваного матеріалу, що відділяється, й зменшення кількості перерізень адіабатичного стержня n . Своєю чергою, зменшення умовного напруження різання σ сприяє зменшенню максимальної темпера-

тури різання $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ й, відповідно, поточного значення температури різання θ для заданих умов обробки. Цим показано більш складний зв'язок параметрів теплового процесу під час обробки матеріалів різанням [74].

Таким чином, аналітична залежність (1.53) для визначення температури різання справедлива за умови рівномірного у часі переміщення джерела тепла із постійною швидкістю V_{piz} вздовж адіабатичного стержня. У цьому випадку має місце безперервне рівномірне у часі зняття оброблюваного матеріалу, що досягається в умовах шліфування, коли зв'язка шліфувального круга безупинно контактує із оброблюваним матеріалом.

Під час шліфування справедливі аналітичні залежності [92]: $\tau = t / V_{piz}$;
 $V_{piz} = V_{dem} \cdot \sqrt{0,5 \cdot t / R_{kp}}$, де t – глибина шліфування, м; R_{kp} – радіус круга, м.

Під час точіння: $\tau = a_{zriz} / V_{piz}$; $V_{piz} = V \cdot tg\beta$, де a_{zriz} – товщина зрізу, м;
 V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

У результаті розрахунків встановлено, що показник ступеня числа $e \approx 2,72$ у правій частині залежності (1.53) дорівнює: під час шліфування – $(c \cdot \rho / \lambda) \cdot V_{dem} \cdot t \cdot \sqrt{0,5 \cdot t / R_{kp}}$; під час точіння – $(c \cdot \rho / \lambda) \cdot a_{zriz} \cdot V \cdot tg\beta$.

Виконані розрахунки температури різання θ під час шліфування на основі залежності (1.53) показали на достатньо високу ступінь її збіжності із експериментальними даними (розбіжність у межах 10 %). Під час точіння деталей із сталі (як показано вище) має місце розбіжність розрахункових і експериментальних значень температури різання θ до 2 разів і більше, що знижує точність розрахунків. Причиною цьому є періодичний (дискретний) характер перерізання різальним інструментом елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів (рис. 4.1,б), який не враховується у розрахунках на основі залежності (1.53).

Процес шліфування здійснюється із відносно невеликою швидкістю деталі V_{dem} та, відповідно, невеликою швидкістю перерізання елементарного прямолінійного адіабатичного стержня шліфувальним кругом V_{piz} (рис. 4.1,а). Тому формування температури різання θ відбувається фактично в умовах безперервного характеру перерізання шліфувальним кругом елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів. Отже, розрахунок температури різання θ під час шліфування на основі залежності (1.53) можна здійснювати без урахування періодичного (дискретного) характеру перерізання шліфувальним кругом елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів.

Під час точіння, по-перше, швидкість різання V значно більше швидкості деталі V_{det} під час шліфування. По-друге, більше товщина зрізу й товщина елементарного об'єму матеріалу, який відділяється від основної маси матеріалу у процесі його зсувної деформації. У результаті значна частина тепла, яка виділяється у процесі різання, постійно відноситься стружкою, що утворюється. Це принципово змінює закономірності формування температури різання θ під час точіння й, відповідно, призводить до її зменшення. Тому розрахунок температури різання під час точіння на основі залежності (1.53) повинен відрізнятися від аналогічного розрахунку, що виконується під час шліфування. Для цього необхідно отримані розрахункові значення температури різання θ зменшувати у залежності від кількості перерізаних адіабатичного стержня n , тобто у залежності від кількості елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу, що утворюються за час проходження різцем зони різання (табл. 4.1).

Виходячи із рис. 4.6, чим більше величина n , тим більше відношення θ/θ_{max} . Очевидно, під час точіння величина n значно менше, ніж під час шліфування. Отже, під час точіння менше відношення θ/θ_{max} і температура різання θ . Це приводить у відповідність розрахункові та експериментальні значення температури різання θ . Із урахуванням цього рішення, отриманого на основі залежності (1.53), необхідно коригувати, множачи розрахункове значення θ на відношення θ/θ_{max} , що наведено у табл. 4.1, для заданої величини n .

Під час шліфування величина n приймає достатньо великі значення й, виходячи із табл. 4.1, відношення $\theta/\theta_{max} \rightarrow 1$. Тому залежність (1.53) не вимагає корегування. Цим і пояснюється те, що розрахунки температури різання θ під час шліфування за залежністю (1.53) приводять до результатів, що відповідають експериментальним даним, а при точінні має місце розбіжність розрахункових та експериментальних значень температури різання θ .

Таким чином, у роботі обґрунтовано відмінні риси формування температури різання під час точіння та шліфуванні. Отримані результати дозволяють уточнити розрахунки температури різання θ під час точіння. Із наведеного рішення випливає важливий практичний висновок, який полягає у тому, що для зниження температури різання під час точіння слід зменшувати величину n до мінімально можливого значення $n = 2$. Тоді, згідно табл. 4.1, відношення θ/θ_{max} й, відповідно, температуру різання θ можна зменшити до 10 разів. Це досягається, головним чином, шляхом збільшення умовного

кута зсуву оброблюваного матеріалу β завдяки зниженню інтенсивності тертя у зоні різання [9] та підвищенню ріжучої здатності інструменту.

Отже, урахування величини n є важливим чинником у формуванні температури різання під час лезової обробки. Це дозволяє науково обґрунтовано підійти до встановлення умов її зменшення та оцінювання можливостей ефективного переходу на фінішних операціях від процесу шліфування до сучасних методів лезової обробки із метою зниження температури різання та підвищення якості оброблюваних поверхонь. Отримані теоретичні рішення також дозволяють із єдиних позицій проводити аналіз і кількісно оцінювати технологічні можливості різних методів механічної обробки із точки зору підвищення продуктивності обробки для заданої температури різання.

4.2. Теоретичний аналіз основних напрямів зниження силової напруженості процесів механічної обробки

Під час механічної обробки матеріалів можуть виникати значні сили різання, які призводять до погіршення якості та точності оброблюваних поверхонь, що є основною причиною появи втрат від браку продукції, що виготовляється. У зв'язку із цим, надзвичайно актуальним завданням є зниження силової напруженості процесів механічної обробки із метою зменшення сили різання та, відповідно, підвищення якості, точності та продуктивності обробки. Для вирішення цього завдання широко застосовують різні технологічні засоби: ефективні технологічні середовища, що дозволяють зменшити сили різання; інструментальні матеріали, що характеризуються невеликим коефіцієнтом тертя із оброблюваним матеріалом та високими показниками зносостійкості, твердості, міцності та теплопровідності (тверді та керамічні сплави зі зносостійкими покриттями, синтетичні надтверді матеріали – алмаз, гексаніт, кубічний нітрид бору та ін.). Під час шліфування використовують ефективні високопористі абразивні круги та круги із синтетичних надтвердих матеріалів, що характеризуються високою ріжучою здатністю та знижують тертя у зоні шліфування, а це сприяє зменшенню сили різання.

Однак, традиційно дослідження параметрів силової напруженості процесу різання здійснюють на основі експериментально встановлених емпіричних залежностей складових сили різання параметрів режиму різання, геометричних характеристик інструментів та інших умов обробки [9, 15, 25, 55]. Отримані таким шляхом емпіричні залежності, як відомо, справедливі для

цілком конкретних (часткових) умов обробки і не дозволяють в узагальненому вигляді в широких діапазонах зміни режимів різання оцінити технологічні можливості процесу різання. Тому для встановлення та аналізу більш загальних закономірностей процесу різання слід використовувати теоретичні підходи до визначення параметрів силової напруженості процесу різання, які, у науково-технічній літературі фактично відсутні. У зв'язку із цим заслуговує на особливу увагу запропонований у роботі [145] теоретичний підхід до визначення складових сили різання, за яким тангенціальна складова сили різання P_z представлено у вигляді:

$$P_z = \sigma \cdot S_{зріз}, \quad (4.3)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м² (дорівнює питомій роботі різання або енергоємності обробки, Дж/м³);

$S_{зріз}$ – площа поперечного перерізу зрізу, м².

Під час точіння $S_{зріз} = a \cdot b = S \cdot t = Q/V$, де $a = S \cdot \sin \varphi$ – товщина зрізу, м; $b = t / \sin \varphi$ – ширина зрізу, м; S – подача, м; t – глибина різання, м; φ – головний кут різця у плані; Q – продуктивність обробки, м³/с; V – швидкість різання, м / с.

Як видно, під час точіння параметр $S_{зріз}$ цілком однозначно визначається добутком подачі s та глибини різання t , що значно спрощує розрахунок та аналіз тангенціальної складової сили різання P_z .

Виходячи із залежності (4.3), зменшити тангенціальну складову сили різання P_z можна зменшенням параметрів σ і $S_{зріз}$. Однак, зменшення параметра $S_{зріз}$ передбачає зменшення продуктивності обробки. Тому доцільно зменшувати умовне напруження різання σ шляхом зміни геометричних параметрів різального інструменту та зменшенням інтенсивності тертя у зоні різання за умови $S_{зріз} = const$. Для визначення умовного напруження різання σ та інших параметрів силової напруженості процесу різання слід скористатися розрахунковою схемою, наведеною на рис. 4.7.

У розрахунковій схемі прийнято, що на оброблюваний матеріал зі сторони інструменту, що рухається, діє система двох сил: тангенціальна P_z і радіальна P_y складові сили різання (рис. 4.7,а). Під дією цих сил оброблюваний матеріал деформується. У ньому у площинах, розташованих під різними кутами до напрямку руху інструменту, виникають дотичні напруження τ . Для визначення положення площини, у якій дотичне напруження τ досягає

максимального значення і, відповідно, у якій відбувається зсув матеріалу, необхідно спроектувати складові сили різання P_z і P_y на площину, розташовану під кутом β , і визначити дотичне напруження:

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot \epsilon} \cdot (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta). \quad (4.4)$$

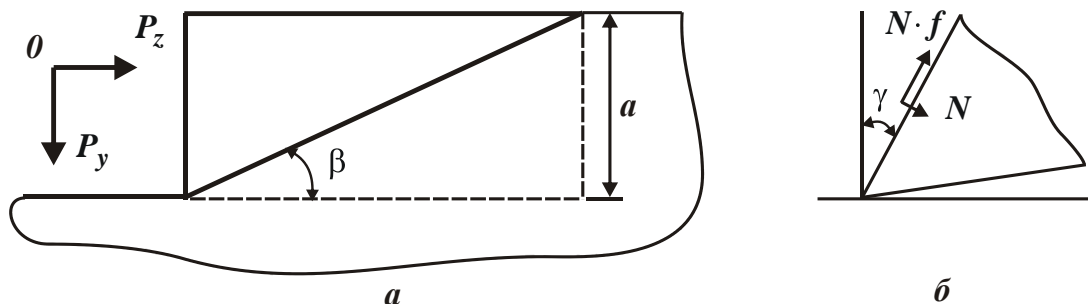


Рисунок 4.7 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення у процесі різанні (а) та схема сил, що діють на передній поверхні інструменту (б)

Після перетворень залежності (4.4) отримано:

$$\tau = \frac{P_y}{a \cdot \epsilon} \cdot (0,5 \cdot K_{piz} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta), \quad (4.5)$$

де $K_{piz} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання.

Як видно, дотичне напруження τ змінюється за екстремальною залежністю зі зміною кута β . Тому, після підпорядкування дотичного напруження τ необхідній умові екстремуму $\tau'_\beta = 0$, отримано залежність для визначення екстремального значення кута β – умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу:

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{piz}. \quad (4.6)$$

Як впливає із залежності (4.6), зі збільшенням кута β коефіцієнт різання K_{piz} необмежено збільшується. За умови $\beta \rightarrow 45^\circ$ справедлива умова $\beta \rightarrow 45^\circ$, яка має місце у процесі одновісного стискання припуску, що знімається у вигляді прямолінійного бруса, поздовжньою силою P_z .

Із урахуванням тригонометричного співвідношення $\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}$

та залежності (4.6) залежність (4.5) можна перетворити до вигляду:

$$K_{piz}^2 \cdot (1 - \sin^2 2\beta) = \sin^2 2\beta. \quad (4.7)$$

У результаті отримано:

$$\sin 2\beta = \frac{K_{pi3}}{\sqrt{1 + K_{pi3}^2}}. \quad (4.8)$$

Із урахуванням відношення $\sin^2 \beta = \frac{(1 - \cos 2\beta)}{2}$ та залежності (4.8) маємо:

$$\sin^2 \beta = \frac{(1 - \sqrt{1 - \sin^2 2\beta})}{2} = \frac{(1 - \sqrt{1 - \frac{K_{pi3}^2}{1 + K_{pi3}^2}})}{2}. \quad (4.9)$$

Після підстановки залежностей (4.8) і (4.9) у залежність (4.5) та її перетворення, отримано:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \left(\sqrt{\frac{1}{1 + K_{pi3}^2}} \cdot (K_{pi3}^2 + 1) - 1 \right) = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot (\sqrt{1 + K_{pi3}^2} - 1). \quad (4.9)$$

Помножуючи чисельник і знаменник залежності (4.9) на сполучену величину $(\sqrt{1 + K_{pi3}^2} + 1)$, маємо:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \frac{K_{pi3}^2}{(1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2})}. \quad (4.10)$$

За умови $\tau = \tau_{зсув}$ із залежності (4.10) визначено радіальну складову сили різання:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{K_{pi3}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}), \quad (4.11)$$

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

Відповідно, із урахуванням отриманої залежності (4.11) тангенціальна складова сили різання P_z та умовне напруження різання σ аналітично виражаються:

$$P_z = K_{pi3} \cdot P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{зсув}}{K_{pi3}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}); \quad (4.12)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot v} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{K_{pi3}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}) = \frac{\sigma_{ст}}{K_{pi3}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{pi3}^2}), \quad (4.13)$$

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

Характер зміни відношення σ/σ_{cm} , що описується залежністю (4.13), показано у табл. 4.2 та на рис. 4.8.

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення відношення σ/σ_{cm}

K_{piz}	0,1	0,5	1	2	3	4	8
σ/σ_{cm}	20	4,24	2,41	1,62	1,39	1,28	1,13

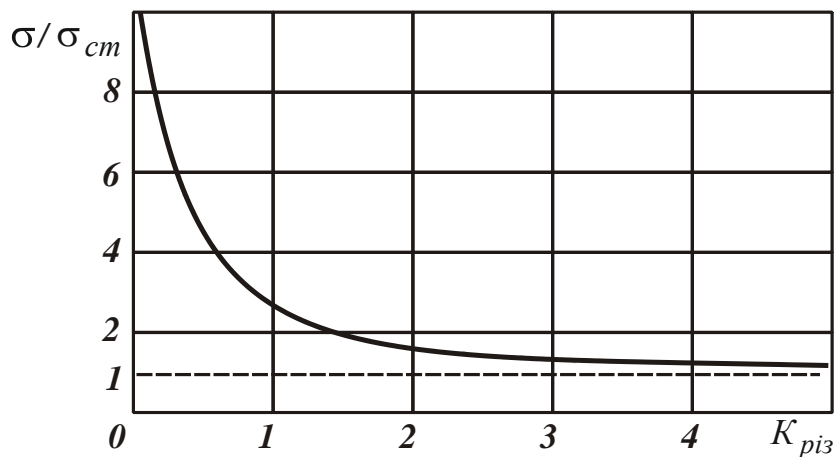


Рисунок 4.8 – Залежність відношення σ/σ_{cm} від коефіцієнта різання K_{piz}

Як видно, відношення σ/σ_{cm} і, відповідно, умовне напруження різання σ тим менше, чим більше коефіцієнт різання K_{piz} . За умови $K_{piz} \rightarrow \infty$ умовне напруження різання σ асимптотично наближається до межі міцності на стиск оброблюваного матеріалу σ_{cm} . Отже, основною умовою зменшення умовного напруження різання σ є збільшення коефіцієнта різання K_{piz} , який визначається аналітичною залежністю (4.6).

Коефіцієнт різання K_{piz} може змінюватися у межах: $0 < K_{piz} < \infty$. Під час різання абразивним інструментом $K_{piz} < 1$, під час різання лезовим інструментом $K_{piz} \geq 1$. Зі збільшенням коефіцієнта різання K_{piz} , виходячи із залежності (4.13), умовне напруження різання σ зменшується.

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

За умови $K_{piz} < 1$ залежність (4.13) приймає вигляд:

$$\sigma = \frac{\tau_{зсув}}{K_{piz} \cdot \left[\frac{1}{2 \cdot \sqrt{1 + K_{piz}^2}} - \frac{1}{(4 + K_{piz}^2)} \right]}. \quad (4.14)$$

Як видно, зменшити умовне напруження різання σ можна, головним чином, збільшенням коефіцієнта різання K_{piz} . Цим показано, що умовне напруження різання σ залежить від коефіцієнта різання K_{piz} та межі міцності оброблюваного матеріалу на зсув $\tau_{зсув}$.

Із урахуванням тригонометричного відношення $tg 2\beta = \frac{2 \cdot tg\beta}{1 - tg^2\beta}$ та залежності (4.6) умовне напруження різання σ , що описується залежністю (4.13), набуває спрощеного вигляду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{cm}}{tg\beta}. \quad (4.15)$$

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

Коефіцієнт різання K_{piz} можна виразити через нормальну N та дотичну $N \cdot f$ складові сили різання, що виникають на передній поверхні інструменту (рис. 4.7,б, рис. 4.9):

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma \\ P_y = N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma \end{cases}, \quad (4.16)$$

де f – коефіцієнт тертя;

γ – передній кут інструменту.

Звідки

$$K_{piz} = \frac{1 + f \cdot tg\gamma}{f - tg\gamma}. \quad (4.17)$$

Зі збільшенням переднього кута інструменту γ та зменшенням коефіцієнта тертя f (із огляду на домінуючу роль знаменника у залежності (4.17)) коефіцієнт різання K_{piz} збільшується, що призводить до зменшення умовного напруження різання σ . Цим показано, що найбільш енергоємними є абразивні процеси обробки, які характеризуються невеликими значеннями

$K_{piz} < 1$ внаслідок негативних передніх кутів ріжучих зерен. Процеси лезової обробки менш енергоємні. Найменшу енергоємність мають процеси обробки металів тиском. Теоретичні результати узгоджуються із експериментальними даними. Наприклад, за даними Швець В. В. (табл. 1.7 [156]), енергія, що витрачається на знімання матеріалу, менше, а продуктивність обробки більше під час різання лезовими інструментами.

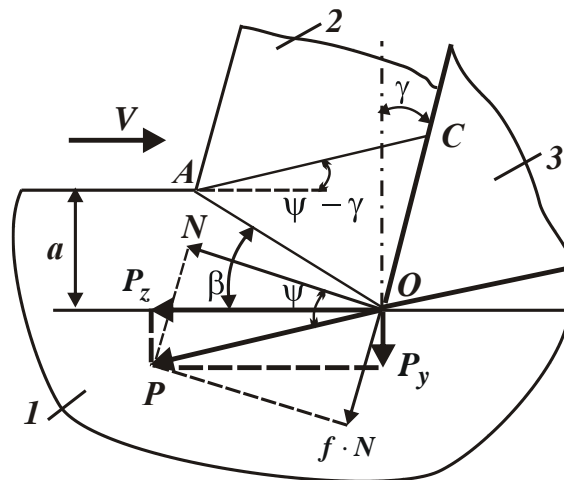


Рисунок 4.9 – Розрахункова схема параметрів стружкоутворення під час процесу різання: 1 – оброблюваний матеріал; 2 – стружка, що утворюється; 3 – ріжучий інструмент

Зі зменшенням відомого відношення $\alpha = a_z / R$ (де a_z – товщина зрізу, м; R – радіус округлення вершини різального леза інструменту, м), тобто із переходом від точіння до розгортання та шліфування, енергія, що витрачається на знімання матеріалу, збільшується. Операції обробки металів тиском [156] характеризуються найменшою енергоємністю (табл. 1.7), що також узгоджується із наведеними теоретичними результатами.

Із урахуванням відомого виразу $\operatorname{tg} \psi = f$ залежність (4.17) набуває вигляду:

$$K_{piz} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma), \quad (4.18)$$

де ψ – умовний кут тертя на передній поверхні інструменту.

Після порівняння залежностей (4.6) і (4.18), отримано:

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (4.19)$$

Залежність (4.19) збігається із відомою залежністю до розрахунку умовного кута зсуву матеріалу, яку отримано професором Зворикіним К. О. [24].

Відповідно до залежності (4.19), досягти виконання умови $K_{piз} \rightarrow \infty$ і, таким чином, найменшого значення $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{зсув}$ можна за умови $\gamma \rightarrow \psi$. Це впливає із залежності (4.15), перетвореної із урахуванням залежності (4.19) до вигляду (табл. 4.3, рис. 4.10):

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2} \right]}. \quad (4.20)$$

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення відношення $\sigma / 2 \cdot \tau_{зсув}$

β , град.	0	22,5	45	67,5	90
$\sigma / 2 \cdot \tau_{зсув}$	∞	2,44	1,0	0,42	0

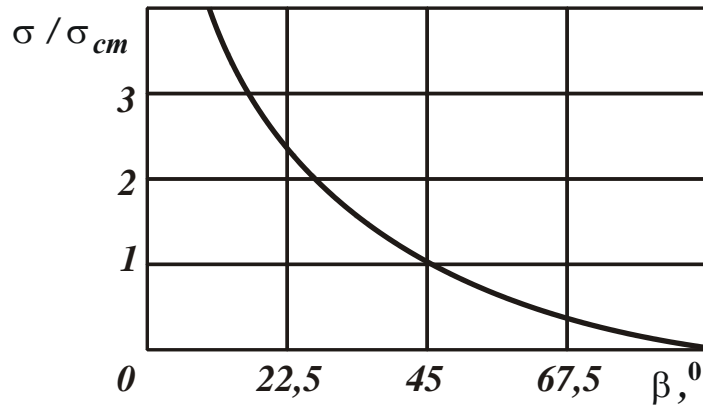


Рисунок 4.10 – Залежність відношення $\sigma / \sigma_{см}$ від кута β

Виходячи із залежностей $P_z = \sigma \cdot Q / V$ і (4.13), можна визначити продуктивність обробки, наприклад, під час точіння:

$$Q = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{зсув}} \cdot \frac{K_{piз}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{piз}^2} \right)}. \quad (4.21)$$

Як видно, для збільшення продуктивності обробки Q необхідно збільшувати параметри P_z , V і $K_{piз}$. Однак збільшення тангенціальної складової сили різання P_z обмежене міцністю інструменту, а збільшення швидкості різання V – стійкістю інструменту у зв'язку зі збільшенням температури різання. Коефіцієнт різання $K_{piз}$ практично необмежений і змінюється у межах $0 < K_{piз} < \infty$. При цьому продуктивність обробки Q зі збільшенням кое-

фіцієнта різання $K_{piz} \rightarrow \infty$ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення:

$$Q_{max} = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{зсув}} = \frac{N}{2 \cdot \tau_{зсув}} = \frac{N}{\sigma_{ст}}, \quad (4.22)$$

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

Отже, чим більше коефіцієнт різання K_{piz} , тим більше продуктивність обробки Q . Виходячи із залежності (4.17), це пов'язано із виконанням умови $f \rightarrow tg\gamma$.

У табл. 4.4 і на рис. 4.11 наведено розрахункові значення відношення

$$\frac{Q}{Q_{max}} = \frac{K_{piz}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2}\right)}, \quad (4.23)$$

які цілком однозначно визначаються коефіцієнтом різання K_{piz} .

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення відношення Q/Q_{max}

K_{piz}	0	0,5	1	2	3	4	5	6	8	10
Q/Q_{max}	0	0,236	0,414	0,618	0,721	0,781	0,82	0,847	0,88	0,91

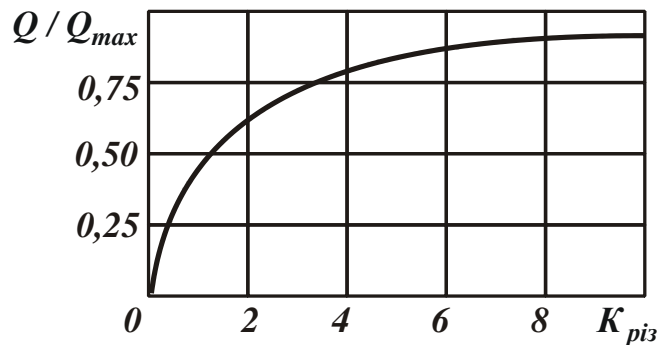


Рисунок 4.11 – Залежність відношення Q/Q_{max} від коефіцієнта різання K_{piz}

Відповідно до залежності (4.22), максимальна продуктивність обробки Q_{max} визначається потужністю різання N : чим більше N , тим більше Q_{max} (рис. 4.12). Таким чином показано, що досягти суттєвого збільшення продуктивності обробки Q можна в умовах різання лезовими інструментами ($K_{piz} > 1$), керуючи контактними процесами на робочих поверхнях інструменту.

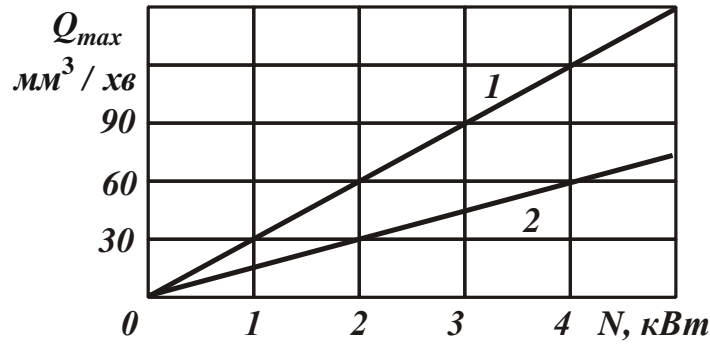


Рисунок 4.12 – Залежність максимальної продуктивності обробки Q_{max} від потужності різання N : 1 – $\sigma_{cm} = 2000$ Н/мм²; 2 – $\sigma_{cm} = 4000$ Н/мм²

В умовах різання абразивними інструментами (під час шліфування) справедлива умова $K_{piz} < 1$, що обмежує збільшення продуктивності обробки Q , яка у даному випадку дорівнює:

$$Q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{зсув}} \cdot K_{piz}, \quad (4.24)$$

де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів P_z , $V_{кр}$ і K_{piz} . Залежність (4.24) справедлива під час шліфування за жорсткою схемою.

Під час шліфування за пружною схемою із урахуванням виразу $P_z = P_y \cdot K_{piz}$, маємо:

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{зсув}} \cdot K_{piz}^2. \quad (4.25)$$

У даному випадку роль коефіцієнта різання K_{piz} посилюється, і продуктивність обробки Q залежить, головним чином, від нього.

Питомі складові сили різання описуються залежностями:

$$P_{z_{num}} = \frac{P_z}{a \cdot v \cdot \sigma_{cm}} = \frac{1}{K_{piz}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2}\right); \quad (4.26)$$

$$P_{y_{num}} = \frac{P_y}{a \cdot v \cdot \sigma_{cm}} = \frac{1}{K_{piz}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{piz}^2}\right). \quad (4.27)$$

Із залежностей (4.26) і (4.27) випливає, що параметри $P_{z_{num}}$ і σ ідентичні, оскільки описуються однією залежністю. Аналіз розрахованих на осно-

ві залежностей (4.26) і (4.27) значень $P_{z_{num}}$ і $P_{y_{num}}$, які наведено на рис. 4.13, показує, що за умови $K_{piz} = 1$ параметри $P_{z_{num}}$ і $P_{y_{num}}$ рівні між собою, а за умови $K_{piz} < 1$ і $K_{piz} > 1$ мають місце, відповідно, умови $P_{z_{num}} < P_{y_{num}}$ і $P_{z_{num}} > P_{y_{num}}$.

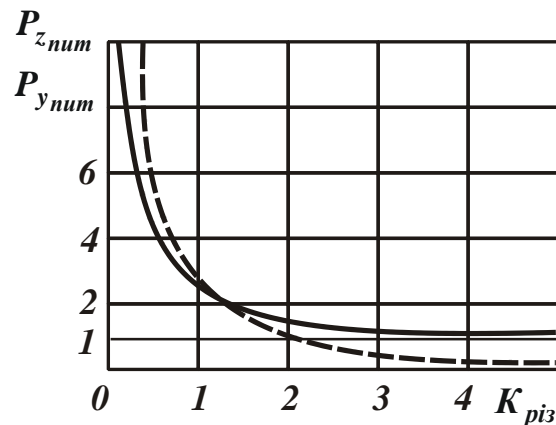


Рисунок 4.13 – Залежності $P_{z_{num}}$ (суцільна лінія) та $P_{y_{num}}$ (пунктирна лінія) від K_{piz}

Як відомо, умову $K_{piz} < 1$ можна реалізувати під час абразивної обробки, а умову $K_{piz} > 1$ – під час лезової обробки. Отже, під час абразивної обробки найбільше впливає на технологічні параметри процесу радіальна P_y складова сили різання, а під час лезової обробки – тангенціальна P_z складова сили різання. При цьому складові сили різання під час лезової обробки ($K_{piz} > 1$) менше, ніж під час абразивної обробки ($K_{piz} < 1$), що свідчить про можливість підвищення точності та якості обробки у процесі різання лезовими інструментами [26, 27, 104]. Ця закономірність обумовлена меншими значеннями умовного напруження різання $\sigma = P_{z_{num}}$, яке за умови $K_{piz} \rightarrow \infty$ прагне прийняти значення σ_{cm} . У цьому випадку умови стружкоутворення відповідають умовам руйнування прямолінійного зразка під час його стиску.

В умовах шліфування тангенціальна складова сили різання P_z визначається залежністю (4.3) за умови $S_{зріз} = S_{мит}$, де $S_{мит}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м².

Із фізичної точки зору параметр $S_{мит}$ визначається наступним чином. Нехай за час обробки τ шліфувальним кругом був видалений із оброблюваної

деталі матеріал об'ємом \mathcal{G} у вигляді смуги довжиною $L = V_{кр} \cdot \tau$ та площею поперечного перерізу $S_{мит}$. Тоді, представляючи $\mathcal{G} = Q \cdot \tau$, маємо:

$$S_{мит} = \frac{\mathcal{G}}{L} = \frac{Q \cdot \tau}{V_{кр} \cdot \tau} = \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (4.28)$$

де Q – продуктивність обробки, м³/с;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Залежність (4.28) визначає найважливішу характеристику процесу шліфування, що дозволяє оцінити його технологічні можливості. Наприклад, під час плоского шліфування продуктивність обробки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, де B – ширина шліфування, м; $V_{дет}$ – швидкість переміщення деталі, м / с; t – глибина шліфування, м (рис. 4.14). Тоді

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t}{V_{кр}}. \quad (4.29)$$

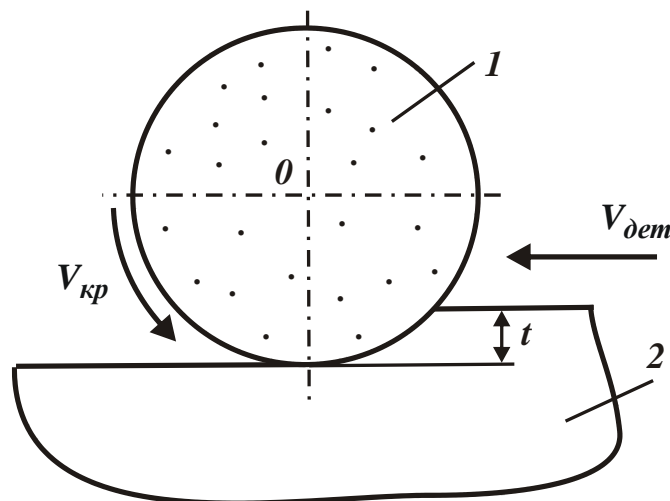


Рисунок 4.14 – Розрахункова схема параметрів плоского шліфування:

1 – круг; 2 – деталь

Виходячи із отриманої залежності (4.29), зменшити тангенціальну складову сили різання P_z можна зменшенням умовного напруження різання σ та збільшенням швидкості круга $V_{кр}$. Зменшити P_z можна також шляхом зміни параметрів режиму шліфування, які входять до залежності (4.29). Наприклад, перехід у зону високошвидкісного та надвисокошвидкісного шліфування (зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ до значень 300 м/с і більше) дозволяє до 10 разів і більше зменшити тангенціальну складову сили різання P_z (а також

потужність шліфування) і, відповідно, у таку кількість разів збільшити продуктивність обробки Q .

Основною умовою зменшення умовного напруження різання σ , яке під час шліфування визначається перетвореною залежністю (4.20):

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\operatorname{tg} \left[45^{\circ} - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]}, \quad (4.30)$$

із урахуванням негативного значення переднього кута ріжучого зерна γ , є підтримка на робочій поверхні круга розвиненого ріжучого рельєфу.

Залежність (4.30) отримана із урахуванням лише тертя різального зерна із оброблюваним матеріалом, що визначається кутом ψ . У реальних умовах процесу шліфування має місце значне тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, яке за інтенсивністю перевищує тертя різального зерна із оброблюваним матеріалом. У результаті умовне напруження різання σ в умовах шліфування у багато разів більше, ніж в умовах мікрорізання одиничним зерном, що підтверджується експериментальними даними [124]. Тому в умовах шліфування необхідно, у першу чергу, домогтися зменшення інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом шляхом забезпечення роботи круга у режимі рівномірного зносу та самогострення, виключаючи його роботу у режимі затуплення та періодичного виправлення.

Як зазначалося вище, для цього, наприклад, ефективно використовувати процес електроерозійного шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці, що здійснюється із безперервним підведенням у зону різання або автономно до алмазного круга електричної енергії у формі електричних розрядів. Завдяки ударно-термічній дії на робочу поверхню алмазного круга забезпечується ерозійне руйнування поверхневого шару металевої зв'язки та продуктів засалювання і таким шляхом у процесі шліфування можна підтримувати високу ріжучу здатність алмазного круга.

Радіальна складова сили різання P_y , виходячи із залежності (4.29), визначається:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}. \quad (4.31)$$

Оскільки під час шліфування справедлива умова $K_{piz} < 1$, то виконується умова $P_y > P_z$.

Використовуючи залежність (4.31), можна визначити продуктивність обробки Q під час шліфування за пружною схемою ($P_y = const$):

$$Q = \frac{K_{piz}}{\sigma} \cdot P_y \cdot V_{кр}. \quad (4.32)$$

У цьому випадку збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів P_y , $V_{кр}$ і зменшенням відношення σ / K_{piz} шляхом підвищення ріжучої здатності круга і зниження інтенсивності тертя у зоні різання.

Використовуючи залежність (4.31), також можна визначити важливий параметр шліфування за пружною схемою:

$$\frac{P_y}{Q} = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{1}{V_{кр}}, \quad (4.33)$$

який тим менше, чим менше відношення σ / K_{piz} і більше швидкість круга $V_{кр}$.

4.3. Уточнений розрахунок параметрів механічної обробки

Питанням зниження силової напруженості процесу різання у науково-технічній літературі постійно приділяють значну увагу. Серед опублікованих наукових праць є багато робіт, присвячених теоретичному аналізу умов зниження сили різання. Однак завдання аналітичного визначення енергоємності обробки та умов її зменшення не отримали належного розвитку, незважаючи на наявні численні результати експериментальних досліджень. Їх аналіз показує, що під час лезової обробки енергоємність завжди менше, ніж під час шліфування. Відповідно, менше сили різання, а продуктивність обробки, навпаки, більше. Це вказує на ефективність застосування на фінішних операціях методів лезової обробки. У той же час відсутність достатньо надійних методів розрахунку енергоємності обробки та основних параметрів силової напруженості процесу різання не дозволяє виявити потенційні технологічні можливості різних методів механічної обробки та умов їх практичної реалізації. Це вимагає проведення подальших теоретичних досліджень енергоємності обробки та виявлення закономірностей її зменшення, що дозволить розробити практичні рекомендації із ефективного застосування технологій високошвидкісного різання на сучасних металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" та збірних тврдосплавних і керамічних лезових інструментів зі зносостійкими покриттями.

Для вирішення поставлених задач слід скористатися відомою аналітичною залежністю для визначення енергоємності (умовного напруження різання) під час механічної обробки [145]: $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg} \beta$, де σ_{cm} – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Для визначення кута β під час різання слід скористатися відомою формулою професора Зворикіна К. О. [24]: $\beta = 45^\circ + (\gamma - \psi) / 2$, де ψ – умовний кут тертя стружки із передньою поверхнею різця ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коефіцієнт тертя); γ – позитивний передній кут різця. Однак, як показують розрахунки, формула професора Зворикіна К. О. приводить до завищених значень кута β – вони завжди більше експериментальних. Тому важливо уточнити залежність для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β у процесі різання, що дозволить більш правильно оцінювати енергоємність (умовне напруження різання) $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg} \beta$ та визначати умови зменшення силової та теплової напруженостей механічної обробки.

Для цього роботу різання $P_z \cdot \Delta z$ (рис. 4.15) слід представити сумою робіт $P \cdot \Delta l$ та $P_y \cdot \Delta y$:

$$P_z \cdot \Delta z = P_y \cdot \Delta y + P \cdot \Delta l \quad (4.34)$$

або

$$P_z \cdot \cos \beta = P_y \cdot \sin \beta + P, \quad (4.35)$$

де P_z , P_y – тангенціальна та радіальна складові сили різання, Н;

$P = \tau \cdot v \cdot l$ – сила, що виникає в умовній площині зсуву ОА, Н;

τ – дотичне напруження, що виникає в умовній площині зсуву ОА, Н/м²;

v – ширина зрізу, м;

$l = a_{зріз} / \sin \beta$ – довжина умовної площини зсуву ОА, м;

$a_{зріз}$ – товщина зрізу, м;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, град.;

$\cos \beta = \Delta x / \Delta l$;

$\sin \beta = \Delta y / \Delta l$.

Тангенціальну складову сили різання P_z слід представити у вигляді суми двох складових сил P_{z1} і P_{z2} , що забезпечують, відповідно, відокремлення елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу від основного матеріалу та їх пружно-пластичне переміщення вздовж умовної площини зсуву ОА₁ (рис. 4.16).

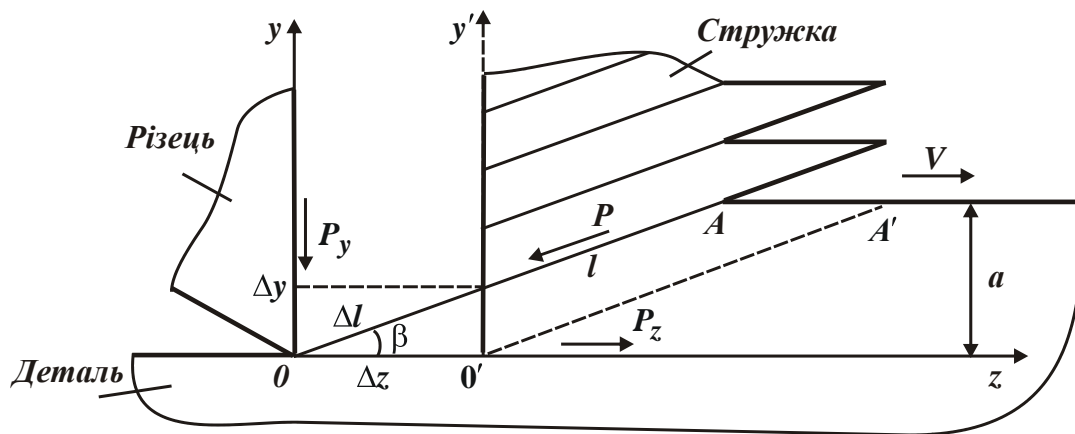


Рисунок 4.15 – Розрахункова схема параметрів процесу точіння

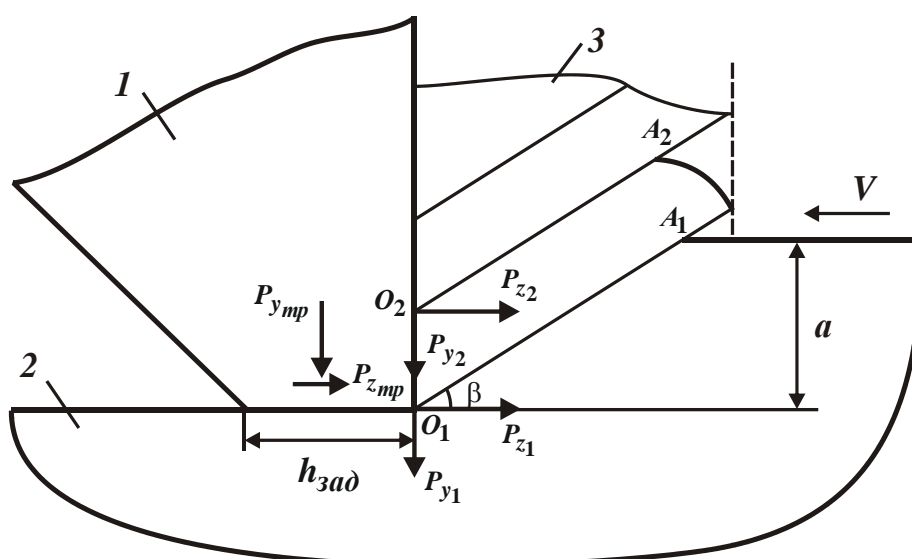


Рисунок 4.16 – Розрахункова схема параметрів силової напруженості процесу точіння: 1 – різець; 2 – оброблювальний матеріал; 3 – стружка, що утворюється

Тоді складові сили різання P_z і P_y приймають вигляд:

$$P_z = P_{z_1} + P_{z_2} + P_{z_{mp}}; \quad (4.36)$$

$$P_y = P_{y_1} + P_{y_2} + P_{y_{mp}}, \quad (4.37)$$

де P_{z_1} , P_{y_1} – складові сили різання, які приймають участь у здійсненні зсуву матеріалу уздовж умовної площини зсуву O_1A_1 , Н;

P_{z_2} , P_{y_2} – складові сили різання, які приймають участь у здійсненні зсуву матеріалу уздовж умовної площини зсуву O_2A_2 , Н;

$P_{z_{mp}}$, $P_{y_{mp}}$ – складові сили тертя, що виникають у процесі тертя оброблюваного матеріалу із задньою поверхнею різального інструмента, Н.

У процесі здійснення зсуву матеріалу уздовж умовної площині зсуву O_1A_1 (рис. 4.16) приймають участь складові сили різання P_{z_1} , P_{y_1} , P_{y_2} , а складова сили різання P_{z_2} фактично не приймає участі у формуванні кута β , тому її можна не урахувувати у розрахунках кута β . Також у першому наближенні можна прийняти: $P_{z_1} = P_{z_2}$; $P_{y_1} = P_{y_2}$. Відповідно, тангенціальну і радіальну складові сили різання слід виразити: $P_z = P_{z_1}$; $P_y = P_{y_1} + P_{y_2} = 2P_{y_1}$. Звідки

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{P_{z_1}}{2P_{y_1}}. \quad (4.38)$$

Після підстановки залежності (4.38) у рівняння (4.35) маємо:

$$\cos \beta = \frac{2 \cdot P_{y_1}}{P_{z_1}} \cdot \sin \beta + \frac{P}{P_{z_1}}. \quad (4.39)$$

Із урахуванням відношень $P = \tau \cdot \epsilon \cdot l$ та $l = a / \sin \beta$ рівняння (4.39) набуває вигляду:

$$\tau = \frac{1}{a \cdot \epsilon} \cdot (0,5 \cdot P_{z_1} \cdot \sin 2\beta - 2 \cdot P_{y_1} \cdot \sin^2 \beta). \quad (4.40)$$

Із залежності (4.40) випливає, що умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β для заданих значень P_{z_1} і P_{y_1} неоднозначно впливає на дотичне напруження τ . Має місце екстремум функції τ від кута β . Для його визначення слід підкорити дотичне напруження τ необхідній умові екстремуму: $\tau'_\beta = 0$:

$$\tau'_\beta = \frac{1}{a \cdot \epsilon} \cdot (P_{z_1} \cdot \cos 2\beta - 2 \cdot P_{y_1} \cdot \sin 2\beta) = 0. \quad (4.41)$$

Після перетворень отримано:

$$\frac{P_{z_1}}{P_{y_1}} = 2 \cdot \operatorname{tg} 2\beta. \quad (4.42)$$

Друга похідна:

$$\tau''_\beta = \frac{1}{a \cdot \epsilon} \cdot (-2 \cdot P_{z_1} \cdot \sin 2\beta - 4 \cdot P_{y_1} \cdot \cos 2\beta) < 0. \quad (4.43)$$

Як видно, друга похідна τ''_β – від'ємна величина, тому у точці екстремуму функції τ має місце максимум. Це вказує на те, що кут β , який аналітично описується залежністю (4.43), визначає положення умовної площини зсуву

оброблюваного матеріалу у зоні різання. У цьому випадку кут β залежить лише від відношення $P_{z_1} / P_{y_1} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$. Чим воно більше, тим більше кут β та менше силова напруженість процесу різання. Із урахуванням відношення $P_{z_1} / P_{y_1} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ залежність (4.42) приймає вигляд:

$$\text{tg}2\beta = 0,5 \cdot \text{ctg}(\psi - \gamma). \quad (4.44)$$

Розглядаючи закономірності формування кута β із урахуванням відношення $P_z / P_y = P_{z_1} / P_{y_1}$, залежність (4.44) виразиться:

$$\text{tg}2\beta = \text{ctg}(\psi - \gamma) \quad (4.45)$$

або $\text{tg}2\beta = \text{tg}[90^\circ - (\psi - \gamma)]$, звідки $\beta = 45^\circ + (\gamma - \psi)/2$. У результаті приходимо до формули професора Зворикіна К. О. Як уже зазначалося, розраховані за цією формулою значення кута β значно більше експериментальних значень.

Порівняння залежностей (4.44) і (4.45) показує, що розраховані на основі залежності (4.44) значення кута β менше значень кута β , розрахованих на основі залежності (4.45). Тому залежність (4.44) у більшій мірі відображає закономірності формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

Розрахунками за залежністю (4.44) встановлено, що за експериментальними даними професора Коломійця В. В. [42] для умов поздовжнього точіння сталі 45 (HRC 50) різцем із гексаніту-Р (із головним кутом в плані $\varphi = 45^\circ$, переднім кутом різця $\gamma = -11^\circ$, режимом різання $S = 0,07$ мм/об.; $t = 0,2$ мм, величиною зносу різця на задній поверхні $h_{зад} = 0,1$ мм та кутом $\beta = 20^\circ$) маємо: $\psi = 20^\circ$; $f = \text{tg} \psi = 0,364$. Це відповідає експериментальним даним.

Розрахунками за залежністю (4.45) за цих умов обробки встановлено: $\psi = 61^\circ$; $f = \text{tg} \psi = 1,8$, що не відповідає дійсності, оскільки $f > 1$, а кут $\psi > 45^\circ$. Це пов'язано із тим, що кут β у даному випадку повинен приймати значення, більші 20° . Так, для вихідних даних: $\gamma = -11^\circ$; $\psi = 20^\circ$ розрахункове значення кута $\beta = 29,5^\circ$, що значно (у 1,5 разів) перевищує експериментально встановлене значення $\beta = 20^\circ$. Таким чином отримана залежність (4.44) дозволяє уточнити залежність (4.45), яка співпадає із формулою професора Зворикіна К. О., а, відповідно, й залежність для визначення енергоємності (умовного напруження різання) під час механічної обробки: $\sigma = \sigma_{cm} / \text{tg} \beta$.

За умови $P_z / P_y = P_{z_1} / z \cdot P_{y_1}$ залежність (4.44) приймає узагальнений вигляд:

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{1}{z} \cdot \operatorname{ctg}(\psi - \gamma), \quad (4.46)$$

де z – безрозмірна величина ($z > 1$), що дорівнює відношенню тангенціальної складової сили різання P_{z_1} до її частини, яка приймає участь у формуванні умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β .

Із залежностей (4.46) і $\sigma = \sigma_{cm} / \operatorname{tg}\beta$ випливає, що чим більше безрозмірна величина z , тим менше кут β та більше σ / σ_{cm} (рис. 4.17). Це вказує на те, що в умовах різання важкооброблюваних матеріалів, для яких експериментально встановлені значення кута β незначні (наприклад, на рівні $10^\circ - 15^\circ$ і менше), слід розрахунок кута β виконувати за залежністю (4.46). Це дозволяє більш точно визначити кут β та умовне напруження різання під час механічної обробки σ порівняно із експериментальними значеннями. Так, зі збільшенням кута $(\psi - \gamma)$ кут β зменшується, а відношення σ / σ_{cm} , навпаки, збільшується більш інтенсивно зі збільшенням безрозмірної величини z , тобто більш інтенсивно порівняно із випадком $z = 1$, який відповідає формулі професора Зворикіна К. О.

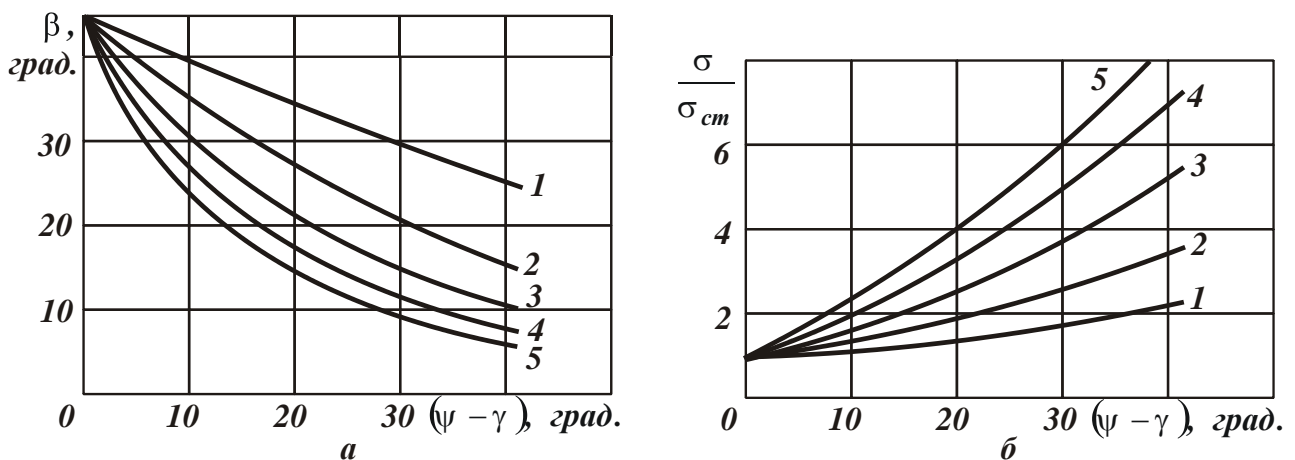


Рисунок 4.17 – Залежності кута β (а) та відношення σ / σ_{cm} (б) від кута $(\psi - \gamma)$: 1, ..., 5 – $z = 1, \dots, 5$

Це вказує на суттєвий вплив умов тертя на передній поверхні різця на формування умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β , який у даному випадку дорівнює 20° . За умови відсутності тертя на передній поверхні різця (тобто для ідеальних умов обробки, що відповідають умовам одновісевого стиску оброблюваного матеріалу) кут β дорівнював би 45° , а $\sigma_{риз} \rightarrow \sigma_{cm}$.

Тому основною умовою зменшення енергоємності обробки слід розглядати зниження інтенсивності тертя у зоні різання та зношування інструменту шляхом застосування сучасних збірних лезових твердосплавних і керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями.

Висновки

1. У роботі запропоновано дві розрахункові схеми для визначення температури різання під час механічної обробки. Перша розрахункова схема заснована на урахуванні безперервного рівномірного у часі зняття оброблюваного матеріалу, що досягається в умовах шліфування, коли зв'язка шліфувального круга безупинного контакту із оброблюваним матеріалом. Друга розрахункова схема заснована на тому, що процес стружкоутворення під час різання (в умовах лезової обробки) здійснюється шляхом періодичних зсувів елементарних об'ємів матеріалу вздовж умовної площини зсуву, яка розташована під певним кутом до напрямку руху оброблюваної деталі. У цьому випадку переміщення джерела тепла вздовж адіабатичного стержня відбувається не безперервно, а періодично із певним кроком. Встановлено, що за умови безперервного рівномірного у часі знятті оброблюваного матеріалу температура різання фактично досягає значень максимальної температури різання та відносно невеликих значень продуктивності обробки. Це приводить до розбіжності розрахункових і експериментальних значень температури різання. Так, під час шліфування розбіжність розрахункових і експериментальних значень температури різання невелика – у межах 10 %, а під час точіння вона збільшується до 2 разів і більше, що знижує точність розрахунків. Причиною цього є періодичний (дискретний) характер перерізання ріжучим інструментом елементарних прямолінійних адіабатичних стержнів, який не ураховується у розрахунковій схемі. Тому для більш точного розрахунку температури різання під час точіння слід ураховувати кількість перерізань адіабатичного стержня, тобто кількість елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу, що утворюються за час проходження різцем зони різання. Підведення тепла до елементарного прямолінійного адіабатичного стержня слід розглядати дискретно зі зміною у часі.

2. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням кількості виникаючих зсувних елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу температура різання збільшується. За умови здійснення точіння із мінімально можливою кількістю елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу, що утворюються за час про-

ходження різцем зони різання, рівною 2, температура різання може бути зменшена до 10 разів відносно максимальної температури різання під час шліфування. Отже, в умовах лезової обробки необхідно прагнути до зменшення кількості виникаючих зсувних елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу із метою зменшення температури різання й підвищення якості та продуктивності обробки. Урахування цієї закономірності дозволило привести у відповідність розрахункові й експериментальні значення температури різання під час точіння та з нових теоретичних позицій обґрунтувати ефективність переходу на фінішних операціях від процесу шліфування до сучасних методів лезової обробки.

3. Проведено теоретичний аналіз умов зменшення сили різання та підвищення продуктивності й якості оброблюваних поверхонь деталей під час лезової обробки та шліфування. Теоретично встановлено, що основною умовою зменшення сили різання є зменшення умовного напруження різання шляхом підвищення ріжучої здатності інструменту і зниження інтенсивності тертя у зоні різання. Показано, що під час лезової обробки умовне напруження різання менше, ніж під час шліфування. Це пов'язано, перш за все, зі зменшенням інтенсивності тертя у зоні різання, що відкриває широкі перспективи ефективного застосування сучасних методів лезової обробки на фінішних операціях із метою підвищення продуктивності та якості оброблюваних поверхонь деталей.

4. Розроблено уточнену математичну модель визначення умовного напруження різання під час лезової обробки на основі встановлення аналітичної залежності для визначення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу. Встановлено, що у його формуванні приймає участь фактично вся радіальна складова сили різання та лише незначна частина тангенціальної складової сили різання, за якою в умовній площині зсуву дотичне напруження досягає межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу. Цим показано, що у формуванні умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу переважає радіальна складова сили різання, що й приводить до його значного зменшення (у 1,5 разів) відносно розрахункових значень, отриманих за відомими залежностями. Урахування цієї закономірності дозволило привести у відповідність розрахункові й експериментальні значення умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу та уточнити відому формулу професора Зворикіна К. О. Це також дозволило уточнити розрахунок умовного напруження різання та інших параметрів силової напруженості механічної обробки й обґрунтувати умови їх зниження шляхом зниження інтенсивності тертя у зоні різання.

Розділ 5

Теоретичне обґрунтування умов підвищення точності механічної обробки

5.1. Загальний підхід до визначення закономірностей формування параметрів точності механічної обробки

Виготовлення відповідальних деталей машин із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями потребує застосування прогресивних технологій механічної обробки, що забезпечують підвищення якості, точності та продуктивності. Особливо це стосується обробки відповідальних високоточних деталей гідравлічної апаратури, які працюють в умовах інтенсивного тертя і зношування та виготовляються із різних важкообробних матеріалів (високоміцних сталей і сплавів, високотвердих магнітних сплавів, пластичних кольорових металів та ін.). До точності та якості виготовлення цих деталей пред'являються надзвичайно високі вимоги: точність розміру, форми та взаємного розташування поверхонь – 1 ... 10 мкм, шорсткість поверхні – $R_a = 0,04 \dots 0,2$ мкм. Однак стабільно виконати ці вимоги традиційними методами обробки достатньо складно у зв'язку із утворенням різноманітних похибок обробки, температурних дефектів та окремих рисок-подряпин на оброблюваних поверхнях. Для їх усунення технологічними процесами передбачено виконання значної кількості додаткових трудомістких фінішних операцій доведення, полірування та ручної обробки, які значно знижують ефективність виготовлення деталей. Тому вдосконалення технологій механічної обробки є актуальним завданням, спрямованим на підвищення конкурентоспроможності машинобудівної продукції.

У даний час накопичено значний досвід механічної обробки деталей машин для різних оброблюваних матеріалів. Набули широкого застосування прогресивні методи високошвидкісного різання на сучасних верстатах із числовим програмним управлінням (ЧПУ) типу "обробний центр" та високопродуктивні збірні конструкції різальних інструментів зі зносостійкими покриттями. Зусиллями багатьох поколінь учених сформовано основи теорії різання матеріалів та проектування металорізальних інструментів та верстатів, розроблено нормативи режимів різання, отримано рішення низки важливих оптимізаційних технологічних завдань тощо. Однак, наука про різання мате-

ріалів, як і 100 років тому, заснована на емпіричних знаннях, тобто на результатах експериментальних досліджень та емпіричних залежностях фізичних та технологічних параметрів обробки, які справедливі лише для вузьких діапазонів зміни режимів різання та які не дають загальних технологічних рішень. Достатньо строгої фізико-математичної теорії процесу різання немає. При цьому відомі рішення різномірні, оскільки відсутній єдиний підхід до математичного описання технологічних процесів, відсутня єдина система рівнянь (залежностей), що описують цільові функції та технічні обмеження обробки. Безсумнівно, це звужує можливості оптимального проектування технологічних процесів, оскільки недостатньо теоретичних знань щодо технологічних можливостей різних методів механічної обробки. У результаті практика випереджає теорію. Цим пояснюється відсутність потужних технологічних рішень, які дозволяють зробити своєрідний прорив у наших пізнаннях процесу різання та кардинально вирішити проблему підвищення (у 10 разів й більше) техніко-економічних показників обробки.

Слід зазначити, що і зараз відсутні науково обґрунтовані рекомендації щодо вибору оптимальних методів обробки під час проектування операційної технології, не кажучи про більш складне проектування маршрутної технології. У результаті технолог підходить до проектування операційно-маршрутної технології (вибору найбільш ефективних методів обробки) суто інтуїтивно, посиляючись на свій власний досвід, а не на теорію, що, безперечно, не відповідає вимогам ринкової економіки щодо створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції.

Разом із тим, все зростаючі вимоги до якості та точності оброблюваних поверхонь деталей, підвищення продуктивності обробки визначають необхідність отримання більш загальних технологічних рішень на основі створення фундаментальної фізико-математичної теорії механічної обробки. Особливо це стосується фінішних операцій, які найбільш відповідальні за остаточне формування параметрів точності, якості та експлуатаційних властивостей оброблюваних поверхонь деталей машин. Тому забезпечення високих показників точності механічної обробки деталей машин потребує значних витрат, пов'язаних із необхідністю зниження режимів різання та продуктивності обробки на фінішних операціях, оскільки у технологічній системі виникають пружні переміщення, які у процесі різання викликають різні похибки обробки. У зв'язку із цим, потрібно застосовувати оптимальні умови обробки, що забезпечують задану точність із максимально можливою продуктивністю. Це передбачає розроблення математичної моделі визначення похибок механічної

обробки та оптимізацію параметрів процесу різання з урахуванням пружних переміщень, що виникають у технологічній системі.

Вирішення цих завдань є надзвичайно важливим саме в наш час, коли на підприємства надходять сучасні високооборотні верстати із ЧПУ типу "обробний центр" та комп'ютерна техніка, за допомогою якої можна автоматизувати проектні роботи, встановлювати оптимальні варіанти операційно-маршрутної технології на основі кількісних розрахунків. Для цього потрібно мати у своєму розпорядженні якісну практичну формалізовану теорію технології машинобудування, механічної та фізико-технічної обробки, доведену до рівня інженерних формул. Це дозволить із єдиних позицій здійснити оптимізацію параметрів лезової та абразивної обробки й отримати оптимальні технологічні рішення, що забезпечують вибір найефективніших методів обробки у широких діапазонах зміни технологічних параметрів. Це також дозволить науково обгрунтовано підійти до розкриття (уточнення) фізичної сутності процесів обробки та встановлення їх технологічних можливостей щодо підвищення точності, якості та продуктивності обробки, а також теоретичного узагальнення основних результатів обробки, досягнутих різними методами обробки.

Виходячи із цього, розроблено фізико-математичну теорію процесів обробки матеріалів та технології машинобудування [145 – 150], яка, на відміну від відомих теорій, дозволяє з єдиних позицій аналітично описати основні технологічні параметри обробки, на якісно новому фундаментальному рівні розкрити фізичні закономірності різних методів механічної обробки та обгрунтувати їх технологічні можливості. Причому, всі теоретичні рішення доведено до простих інженерних формул, які можна використовувати як у наукових цілях, так і для вирішення конкретних практичних завдань безпосередньо у заводських умовах. Це відкриває широкі перспективи вирішення оптимізаційних технологічних завдань спрямованого вибору найбільш ефективних методів механічної обробки під час проектування технологічних процесів і, особливо, операцій фінішної обробки високоточних виробів, коли необхідно забезпечити високі вимоги за точністю та якістю оброблюваних поверхонь і одночасно підвищити продуктивність та зменшити трудомісткість обробки.

Тому на основі цієї теорії у роботі вирішується важливе науково-практичне завдання визначення умов підвищення точності, якості та продуктивності обробки відповідальних високоточних деталей шляхом розроблення та впровадження вискоефективних технологій механічної обробки із використанням сучасних високооборотних верстатів із ЧПУ типу "обробний

центр", прогресивних конструкцій лезових та абразивних інструментів та нових кінематичних схем високошвидкісної обробки. Це дозволить на машинобудівних підприємствах перевести обробку складних у виготовленні деталей, наприклад, гідравлічної апаратури, на нові більш ефективні технології, тобто, за суттю, провести технічне переозброєння підприємств і вийти на якісно новий рівень виробництва.

Для цього у роботі розроблено методологію визначення раціональних умов виготовлення високоточних виробів на металорізальних верстатах із числовим програмним управлінням типу "обробний центр" на основі застосування досвіду, накопиченого під час розроблення фізико-математичної теорії процесів обробки матеріалів та технології машинобудування. Суть цієї методології полягає у математичному поданні з єдиних теоретичних позицій основних закономірностей силової та теплової напруженостей механічної обробки із урахуванням такого найважливішого параметра як енергоємність обробки. Для цього розроблено математичні моделі визначення сили та температури різання, пружних переміщень, що виникають у технологічній системі та в більшості випадків визначають точність механічної обробки. Аналітично описано закономірності формоутворення поверхонь та знімання матеріалу в умовах лезової та абразивної обробок. На цій основі отримано розрахункові залежності для визначення параметрів точності обробки та обґрунтовано умови їх зменшення. Теоретично визначено умови обробки, які виключають утворення на оброблюваних поверхнях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Також визначено максимально можливу продуктивність обробки та оптимальні режими різання із урахуванням обмежень за точністю та якістю оброблюваних поверхонь. У результаті з'явилася можливість спрямованого визначення ефективних методів обробки та здійснення обґрунтованого переходу на фінішних операціях, наприклад, від абразивного шліфування до лезової обробки або від різання до процесів пластичного деформування оброблюваних матеріалів та ін.

На основі отриманих теоретичних рішень проведено обґрунтування та розроблення раціональних схем обробки, які впроваджено на операціях фінішної механічної обробки, наприклад, деталей гідравлічної апаратури та дозволило забезпечити їхню високоточну обробку. Як показує практика, під час виготовлення складних корпусних деталей, які раніше вимагали, наприклад, до 200 операцій механічної обробки (особливо фінішної обробки), завдяки застосуванню нових розроблених технологій та сучасного обладнання кількість технологічних операцій скоротилася до 2 разів. Це значно знизило тру-

домісткість обробки деталей за умов забезпечення необхідних показників точності та якості.

У розробленій методиці визначення раціональних умов виготовлення високоточних виробів на металорізальних верстатах із числовим програмним управлінням типу "обробний центр" значну увагу приділено технології виготовлення високоточних отворів у деталях гідравлічної апаратури, оскільки їхня питома вага у загальному технологічному циклі обробки значна і становить 50 % і більше. Для цього теоретично обґрунтовано технологічні можливості різних методів фінішної обробки та, особливо, прогресивного методу високошвидкісного фрезерування кінцевими фрезами отворів, що забезпечує високопродуктивну та високоточну бездефектну обробку та є надзвичайно перспективним напрямом у механічній обробці. Як показує практика, застосування цього методу обробки на сучасних високооборотних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" дозволяє різко скоротити трудомісткість прецизійної обробки складних деталей гідравлічної апаратури (виготовлених із високоміцних сплавів та сталей).

Отримані теоретичні рішення практично використано для визначення раціональних умов виготовлення високоточних виробів на металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр" із застосуванням сучасних збірних твердосплавних металорізальних інструментів зі зносостійкими покриттями, у тому числі виробництва компанії TaeguTec (Південна Корея). Результати досліджень використано у Товаристві з обмеженою відповідальністю "ВАРІ-ТЕК" (м. Дніпро) під час розроблення та впровадження на підприємствах України нових технологічних процесів механічної обробки деталей машин із застосуванням інструментів та верстатів закордонного виробництва.

5.2. Теоретичний аналіз пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі

Точність механічної обробки деталей машин залежить від багатьох технологічних чинників [7, 41, 47, 55, 61, 62, 131, 132, 142, 149]. Це нежорсткість (податливість) елементів технологічної системи, що приводить до утворення пружних переміщень, які визначають похибку обробки. Пружні переміщення можуть бути статичними і динамічними внаслідок неврівноваженості обертових мас верстата, змінності припуску, що знімається, періодичності контакту інструменту із оброблюваною деталлю, виникаючих автоколивань під час

обробки тощо. На пружні переміщення впливає також тепловий чинник внаслідок термопружних деформацій інструменту, оброблюваної деталі та елементів верстата. Самостійно впливають на точність обробки зношення інструменту, кінематична схема обробки (невідповідність теоретичної траєкторії руху інструменту або деталі номінальним розмірам оброблюваної поверхні), неточність та зношення елементів верстата та пристосування [149].

Найбільше із вказаних технологічних чинників впливають на параметри точності обробки, як показує практика, пружні переміщення, що виникають у технологічній системі. Тому домогтися підвищення точності обробки можна, перш за все, зменшенням пружних переміщень, що досягається зменшенням сили різання (радіальної складової сили різання P_y), яка визначається для умов точіння аналітичною залежністю:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{piz}}, \quad (5.1)$$

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

$K_{pиз} = P_z / P_y$ – коефіцієнт різання;

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

$S_{зpиз} = t \cdot S$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

t – глибина різання, м;

S – подача, м/об.

Після перетворення залежності (5.1) отримано:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot t \cdot S}{K_{pиз}}. \quad (5.2)$$

Виходячи із залежності (5.2), зменшити радіальну складову сили різання P_y можна зменшенням відношення $\sigma / K_{pиз}$ та параметрів режиму різання t і S . Величину $S_{зpиз} = t \cdot S$ можна виразити залежністю:

$$S_{зpиз} = \frac{Q}{V}, \quad (5.3)$$

де $Q = t \cdot S \cdot V$ – продуктивність обробки, м³/с;

V – швидкість різання, м/с.

Після перетворення залежності (5.2) із урахуванням залежності (5.3) отримано:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{pиз}} \cdot \frac{Q}{V}. \quad (5.4)$$

Із залежності (5.4) випливає, що основною умовою зменшення радіальної складової сили різання P_y для заданої продуктивності обробки Q слід розглядати збільшення швидкості різання V , тобто основний шлях зменшення P_y – це перехід у зону високошвидкісного різання. При цьому для забезпечення заданої продуктивності обробки $Q = t \cdot S \cdot V$ зі збільшенням швидкості різання V необхідно зменшувати глибину різання t або подачу S . Підтвердженням цього є високошвидкісне різання із невеликими товщинами зрізу лезовими інструментами із синтетичних надтвердих матеріалів [112, 114]. У цих умовах найбільш повно реалізуються значні технологічні можливості алмазних інструментів, які характеризуються високими показниками твердості, зносостійкості, червоностійкості та надзвичайно високою ріжучою здатністю. При цьому основний ефект від застосування алмазних інструментів обумовлено їх низьким коефіцієнтом тертя із оброблюваним матеріалом, що призводить до зменшення енергоємності обробки σ . Завдяки цьому, застосування алмазних різців на операціях точіння у ряді випадків дозволяє отримати результати, які за показниками точності та шорсткості обробки кращі результатів, отриманих під час шліфування [26, 27, 112].

Як відомо [9], глибина різання t та подача S пов'язані із товщиною a та шириною b зрізу тригонометричними залежностями: $t = b \cdot \sin \varphi$; $S = a / \sin \varphi$, де φ – головний кут різця у плані (рис. 5.1). Відповідно, добуток параметрів $S \cdot t = a \cdot b$. Тоді продуктивність обробки $Q = a \cdot b \cdot V$. Отже, для забезпечення заданої продуктивності обробки Q зі збільшенням швидкості різання V необхідно зменшувати товщину a або ширину b зрізу. Очевидно, зі зменшенням товщини зрізу a збільшиться умовне напруження різання σ (енергоємність обробки), що, відповідно, до залежності (5.4) призведе до збільшення радіальної складової сили різання P_y . Тому доцільно зменшувати ширину зрізу b , яка несуттєво може позначитися на збільшенні умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). У результаті радіальна складова сили різання P_y залишиться фактично незмінною зі збільшенням швидкості різання V та пропорційним зменшенням ширини зрізу b .

Необхідно зазначити, що збільшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) зі зменшенням ширини зрізу b може статися лише за дуже невеликих значень товщини зрізу a . У зв'язку із цим доцільно збільшувати товщину зрізу a та зменшувати ширину зрізу b при одночасному збільшенні швидкості різання V , забезпечуючи сталість продуктивності оброб-

ки Q . За необхідністю для більш суттєвого зменшення радіальної складової сили різання P_y , відповідно до залежності (5.4), слід зменшувати і продуктивність обробки Q . Але це економічно недоцільно. Особливо це стосується процесів фінішної обробки, коли необхідно забезпечити високі показники точності та якості обробки. Таким чином, завдяки вибору раціональних співвідношень між параметрами a , v і V можна домогтися необхідного зменшення радіальної складової сили різання P_y та збільшення продуктивності обробки Q .

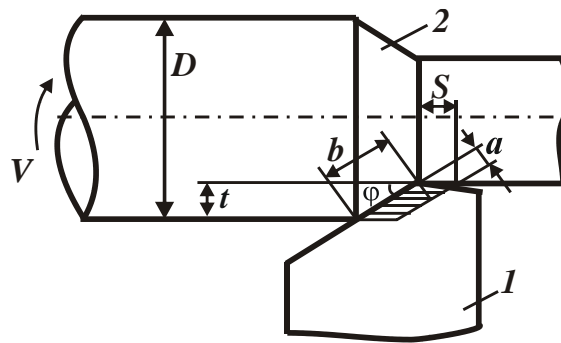


Рисунок 5.1 – Розрахункова схема параметрів поздовжнього точіння:

1 – різець; 2 – оброблювана деталь

Зроблений висновок узгоджується із практикою механічної лезової обробки та досвідом ефективного застосування швидкісного та високошвидкісного різання [130]. Крім того, збільшення швидкості різання V , як встановлено на практиці, сприяє зменшенню умовного напруження різання σ (енергоємності обробки), що, власне, призводить до зменшення радіальної складової сили різання P_y .

Слід зазначити, що на практиці набули застосування процеси точіння зі збільшеною товщиною зрізу a , особливо на операціях попередньої обробки.

Знаючи величину P_y , із урахуванням залежності (5.4), можна визначити пружне переміщення y , що виникає у технологічній системі, у процесі механічної обробки [70]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma}{K_{piz} \cdot c} \cdot \frac{Q}{V}, \quad (5.5)$$

де c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Як випливає із залежності (5.5), пружне переміщення y пропорційне радіальній складовій сили різання P_y : при меншому значенні P_y менше значен-

ня u . Тому основним шляхом зменшення пружного переміщення u та, відповідно, підвищення точності обробки є зменшення радіальної складової сили різання P_y на основі застосування високошвидкісного різання. При цьому важливим чинником зменшення пружного переміщення u із метою підвищення точності обробки слід розглядати зменшення продуктивності обробки Q . На фінішних операціях механічної обробки це одна із основних умов забезпечення високої точності обробки, хоча зменшення продуктивності обробки із економічної точки зору є неефективним шляхом. Тому для досягнення високих показників точності обробки необхідно збільшувати швидкість різання V . Безперечно, із точки зору зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) при цьому необхідно, як показано раніше, зменшувати ширину зрізу b та збільшувати товщину зрізу a .

Власне, цим визначається ефективність застосування на практиці сучасних різальних лезових твердосплавних і керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями на різних технологічних операціях лезової обробки (точінні, розточуванні, фрезеруванні, обробці отворів та ін.), які дозволяють обробку здійснювати в умовах високошвидкісного різання [106].

Основним обмежуючим чинником підвищення ефективності високошвидкісного різання є підвищення температури різання θ зі збільшенням швидкості різання V . Тому для зменшення температури різання θ важливо застосовувати різні зносостійкі покриття на різальних інструментах, які забезпечують підвищення їхньої зносостійкості та зменшення інтенсивності тертя у зоні різання.

На рис. 5.2 наведено експериментальні значення стійкості сучасних закордонних та вітчизняних ріжучих лезових твердосплавних інструментів залежно від швидкості різання V під час точіння зразків із сталі 45 (глибина різання $t = 2$ мм, подача $S = 0,3$ мм/об.). Закордонні ріжучі інструменти було оснащено твердими сплавами ТТ8115, ТТ8125 і ТТ8135 зі зносостійким покриттям, а вітчизняні ріжучі інструменти – традиційним твердим сплавом Т15К6. Стійкість інструменту визначали за умови досягнення на задній поверхні різця майданчика зношення довжиною 0,25 мм [20].

Як впливає із рис. 5.2, для всіх трьох закордонних твердих сплавів, що розглядаються, стійкість інструменту T зі збільшенням швидкості різання V зменшується і при $V = 500$ м/хв стає дуже малою величиною, особливо для твердого сплаву ТТ8135 (рівною всього 0,3 хв). Найбільшу стійкість має твердий сплав ТТ8115.

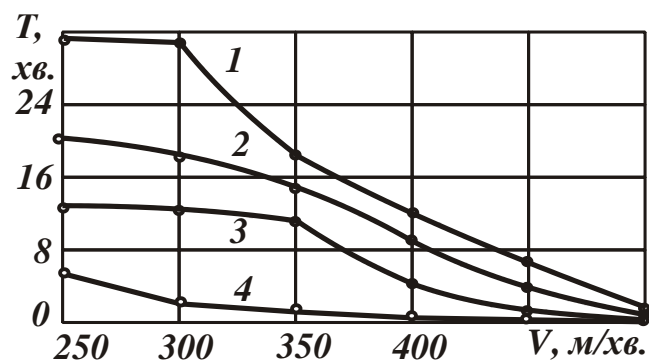


Рисунок 5.2 – Залежність стійкості твердосплавного інструменту T від швидкості різання V : 1 – твердий сплав ТТ8115; 2 – твердий сплав ТТ8125; 3 – твердий сплав ТТ8135; 4 – твердий сплав Т15К6

Як видно, стійкість ріжучого інструменту із вітчизняного твердого сплаву Т15К6 значно менше стійкості сучасних закордонних ріжучих твердосплавних інструментів. При цьому з'являється можливість суттєвого збільшення швидкості різання V та продуктивності обробки Q закордонними ріжучими інструментами. Це дозволило, у тому числі й на підприємствах України, на операціях механічної обробки досягти зниження силової та теплової напруженостей процесу різання та підвищити якість, точність і продуктивність обробки. При цьому машинобудівна продукція, що виготовляється, стає цілком конкурентоспроможною на внутрішніх і міжнародних ринках, а підприємства-виробники з успіхом виходять із кризового стану та стають прибутковими підприємствами.

Разом із тим, для досягнення ефективності механічної обробки у кожному конкретному випадку необхідно вміти правильно підходити до визначення раціональних режимів різання та характеристик інструментів із урахуванням обмежень за точністю та іншими технологічними параметрами обробки. Для цього необхідно мати достатньо глибокі знання щодо розуміння фізичної сутності процесів різання. Необхідно знати основні напрями підвищення параметрів точності, якості та продуктивності обробки шляхом управління внутрішніми (фізичними) параметрами – силою та температурою різання, пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі тощо [49, 68]. Тому у роботі поставлено завдання теоретично та експериментально обґрунтувати основні закономірності протікання механічних та теплових процесів під час обробки матеріалів різанням та на їх основі розробити практичні рекомендації щодо визначення раціональних параметрів режимів різання за критерієм точності обробки.

Для цього важливо на першому етапі дослідження провести спрощений аналіз температури різання та обґрунтувати умови її зменшення.

Виходячи із рис. 5.3, у процесі різання у результаті переміщення оброблюваної деталі зі швидкістю V_{dem} (швидкістю різання $V = V_{dem}$) та здійснення зсувних деформацій у площині зсуву OA оброблюваного матеріалу відбувається періодичне відділення елементарних об'ємів матеріалу і утворення стружки. Тепло, що виділяється при цьому, надходить у оброблювану деталь, стружку і ріжучий інструмент. Тому розглянемо закономірності формування виникаючої температури різання.

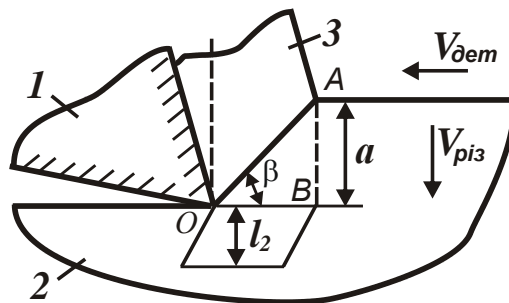


Рисунок 5.3 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час точіння: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка

Нехай за певний час τ фіксована точка B на оброблюваній деталі переміститься у точку O (рис. 5.3) і відбудеться знімання оброблюваного матеріалу об'ємом \mathcal{Q}_0 , відповідно до залежності (1.4). Робота різання A при цьому визначається залежністю:

$$A = P_z \cdot l, \quad (5.6)$$

де l – відстань від точки B до точки O , м.

Прийmemo, що тепло, яке виділяється у процесі різання, витрачається на нагрівання стружки об'ємом $\mathcal{Q}_0 = l \cdot a \cdot v$ і поверхневого шару оброблюваної

деталі об'ємом $\mathcal{Q}_1 = l \cdot l_2 \cdot v$, де a , v – товщина і ширина зрізу, м; $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ –

глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі [135], м; λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Вт/(м·град); c – питома теплоємність оброблюваного матеріалу, Дж/(кг·град); ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³.

У першому наближенні для спрощення розрахунків прийmemo, що у ріжучий інструмент тепло не надходить, оскільки, як відомо [9], основна части-

на тепла, що виділяється в процесі різання, витрачається на нагрівання стружки і поверхневого шару оброблюваної деталі. Тоді рівняння балансу тепла, що виділяється у процесі різання та надходить до стружки і поверхневого шару оброблюваної деталі, із урахуванням залежності (5.6) набуде вигляду [21]:

$$A = Q_{тепло}, \quad (5.7)$$

де $Q_{тепло} = c \cdot m_0 \cdot \theta + c \cdot m_1 \cdot \theta$ – кількість тепла, що виділяється у процесі різання, Дж;

$m_0 = \rho \cdot \mathcal{Q}_0 = \rho \cdot l \cdot a \cdot v$ – маса стружки, що утворюється, кг;

$m_1 = \rho \cdot \mathcal{Q}_1 = \rho \cdot l \cdot l_2 \cdot v$ – маса нагрітого до температури θ поверхневого шару матеріалу оброблюваної деталі об'ємом \mathcal{Q}_1 та товщиною l_2 , кг;

θ – температура різання, град.

Після перетворення рівняння (5.7) отримано аналітичну залежність для визначення температури різання:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{a}\right)}. \quad (5.8)$$

Як видно, зменшити температуру різання θ можна, головним чином, шляхом зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки). Збільшення параметра l_2 та зменшення товщини зрізу a також сприяють зниженню температури різання θ , проте значно меншою мірою порівняно зі зменшенням умовного напруження різання σ (енергоємності обробки).

Збільшити параметр l_2 можна збільшенням часу τ переміщення оброблюваної деталі на відстань l (рис. 5.3), що відповідає залежності $\tau = l/V$, де $\tau = l/V$; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу, град. Тоді залежність (5.8) набуде вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{a \cdot V \cdot \text{tg} \beta}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{Q_{num} \cdot \text{tg} \beta}}\right)}, \quad (5.9)$$

де $Q_{num} = a \cdot V$ – питома продуктивність обробки, м²/с.

У результаті отримано спрощену аналітичну залежність (5.9) для визначення температури різання θ під час точіння, яка включає теплофізичні характеристики оброблюваного матеріалу λ , c , ρ , параметри режиму різання a , V і параметри σ , β , що визначають інтенсивність силової напруженості процесу різання.

Умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β визначається аналітичними залежностями, наведеними у п. 4.3.

Із рис. 5.3 видно, що добуток $V \cdot \operatorname{tg}\beta = V_{piz}$, де V_{piz} – умовна швидкість знімання оброблюваного матеріалу у радіальному напрямку, м/с. Очевидно, чим більше швидкість різання V і, відповідно, умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу β , тим більше V_{piz} , а, виходячи із залежності (5.9), і температура різання θ .

Таким чином, із отриманої залежності (5.9) випливає, що зі збільшенням параметрів режиму різання a і V температура різання θ безперервно збільшується, наближаючись асимптотично до максимального значення $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ (рис. 5.4).

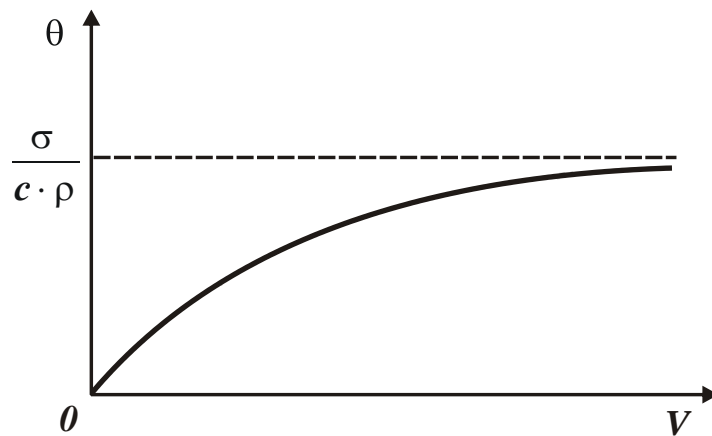


Рисунок 5.4 – Залежність температури різання θ від швидкості різання V

Із залежності (5.9) також випливає, що температура різання θ цілком однозначно визначається питомою продуктивністю обробки Q_{num} : чим вона більше, тим більше температура різання θ . При цьому характер зміни температури різання θ від параметрів Q_{num} , a і V буде приблизно однаковим (із урахуванням лише деякої зміни умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β).

Таким чином, зменшуючи температуру різання θ , з'являється можливість, виходячи із залежності (5.9), збільшити швидкість різання V та зменшити радіальну складову сили різання P_y , а, відповідно, до залежності (4.4), зменшити пружне переміщення y , що виникає у технологічній системі. Це, зрештою, дозволить підвищити показники точності, якості та продуктивності обробки.

Встановлені закономірності формування технологічних параметрів механічної обробки справедливі для процесів точіння. Із практичної точки зору важливо встановити закономірності зміни технологічних параметрів механічної обробки для різних процесів різання лезовими інструментами та шліфування.

5.3. Визначення умов підвищення точності та продуктивності обробки в умовах різання лезовими інструментами та шліфування

5.3.1. Визначення технологічних закономірностей формування похибок обробки у процесі розсвердлювання отворів із урахуванням умов забезпечення найменшого основного часу обробки

Під час здійснення механічної обробки деталей машин постійно виникають проблеми підвищення точності оброблюваних поверхонь. Особливо це відноситься до обробки отворів у деталях гідроапаратури та інших відповідальних деталях, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. На даний час у науково-технічній літературі [41, 61, 62, 127, 135, 140, 149] склалося достатньо повне уявлення щодо закономірностей формування похибок обробки отворів та умов їх усунення. Однак, під час встановлення раціональних умов обробки із урахуванням вимог до точності обробки, зазвичай, використовують емпіричні підходи, засновані на результатах експериментальних досліджень. При цьому фактично відсутні теоретичні рішення, що дозволяють аналітично ув'язати похибки обробки із параметрами режиму різання, характеристиками інструменту, жорсткістю технологічної системи та ін. Все це обмежує можливості науково обґрунтованого визначення раціональних параметрів обробки, що забезпечують вирішення завдань щодо одночасного підвищення точності та продуктивності обробки. Виходячи із цього, важливим і актуальним є пошук нових технологічних рішень на основі аналітичного описання процесу обробки із урахуванням основних чинників, що визначають похибки обробки отворів. Тому у роботі наведено аналітичне описання та аналіз технологічних закономірностей формування похибок обробки, обґрунтовано умови їх зменшення на прикладі процесу розсвердлювання отворів із урахуванням умов забезпечення найменшого основного часу обробки.

Як показує практика, під час обробки отворів із нерівномірно знімаємим припуском під дією неврівноважених сил різання відбувається пружне

переміщення елементів технологічної системи, що викликає утворення похибок обробки.

У роботі [30] наведено важливе теоретичне рішення щодо величини зсуву осі оброблюваного отвору відносно її номінального положення Δ (яка дорівнює величині пружного переміщення у технологічній системі, рис. 5.5) внаслідок порушення умови рівноваги радіальних складових сил різання, що діють на обидва різальні леза свердла у процесі розсвердлювання:

$$\Delta = \frac{\Delta P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \Delta t \cdot \cos \varphi}{K_{piz} \cdot c}, \quad (5.10)$$

де ΔP_y – найбільша різниця радіальних складових сил різання, що діють на обидва леза свердла, Н;

$K_{piz} = P_z / P_0$ – коефіцієнт різання;

$$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2};$$

P_z, P_y, P_x – відповідно, тангенціальна, радіальна та осьова складові си-

ли різання під час розсвердлювання отвору, Н;

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

S – подача, м/об.;

$\Delta t = t_1 - t_2$ – найбільша різниця глибин різання, що припадають на обидва леза свердла, м;

2φ – подвійний кут у плані свердла.

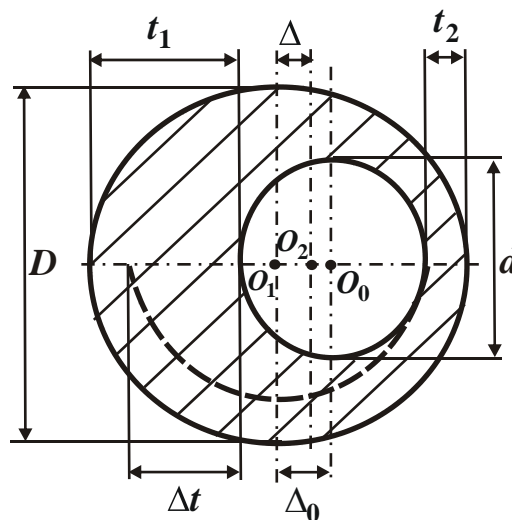


Рисунок 5.5 – Розрахункова схема величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ

Використовуючи залежність (5.10), можна розробити загальний підхід до аналізу умов підвищення точності механічної обробки отворів. Із залежності (5.10) випливає, що зменшити величину y можна шляхом зменшення параметрів σ , S , Δ_0 та збільшення параметрів K_{piz} , φ , c . Зменшити відношення σ/K_{piz} можна шляхом підвищення ріжучої здатності інструменту завдяки зниженню інтенсивності тертя інструменту із оброблюваним матеріалом, збільшенню переднього кута леза інструменту, застосуванню більш твердих інструментальних матеріалів, що підвищують зносостійкість лез інструменту тощо. Зменшення подачі S , хоч і приводить до зменшення величини y , але вимагає зниження продуктивності обробки, що не ефективно. Зменшити y шляхом збільшення кута $\varphi \rightarrow 90^\circ$ можна застосуванням спеціальних конструкцій свердл. Проте, основний шлях зменшення величини y пов'язаний із зменшенням величини Δ_0 , тобто підвищенням точності позиціонування свердла щодо осі оброблюваного отвору. Однак, виконати цю умову вдається далеко не завжди. Тому після розсвердлювання мають місце значні похибки обробки отвору, для усунення яких потрібне застосування наступних технологічних переходів: зенкерування, розгортання, хонінгування тощо. Ця технологія обробки отворів у принципі вирішує завдання точності й тому набула широкого застосування на практиці. За суттю, вона є основною технологією обробки отворів, хоча далеко не завжди виявляється ефективною. Це пов'язано, у першу чергу, зі значними пружними переміщеннями елементів технологічної системи, які приводять не тільки до суттєвих похибок обробки, але й до поломки свердла. Наприклад, як встановлено на практиці, у ряді випадків через поломки свердл фактично неможливо розсвердлити отвір.

Різниця глибин різання $\Delta t = t_1 - t_2$, що входить у залежність (5.10), визначається із урахуванням наступних відношень: $t_1 = 0,5 \cdot (D - d) + \Delta_0$; $t_2 = 0,5 \cdot (D - d) - \Delta_0$, де D – діаметр свердла, м; d – діаметр отвору, що розсвердлюється, м; Δ_0 – величина відхилення між осями отвору, що розсвердлюється, і свердла, м. Тоді $\Delta t = 2 \cdot \Delta_0$.

Як видно, величина Δ не залежить від діаметра початкового отвору, а визначається лише величиною Δ_0 . Якщо виявиться, що величина Δ перевищує допустиме значення, то для її зменшення можна здійснити повторний прохід тим самим інструментом із тим самим режимом різання.

Для виконання розрахунків величину Δ позначимо як Δ_2 . Вона, за суттю, визначається залежністю (5.10) із тією відмінністю, що замість значення Δ_0 необхідно розглядати значення Δ_1 , яке визначається залежністю (5.10) для першого проходу свердла. Це пов'язано із тим, що має місце залежність

$$\Delta t = t_1 - t_2 = \left(\frac{D}{2} + \Delta_1 \right) - \left(\frac{D}{2} - \Delta_1 \right) = 2 \cdot \Delta_1. \text{ Тоді}$$

$$\Delta_2 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_1}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right)^2 \cdot \Delta_0. \quad (5.11)$$

Оскільки $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right) < 1$, то множник $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right)^2$ буде ще

меншим. Це спричинить зменшення величини Δ_2 після другого проходу свердла. За потреби може бути здійснений третій прохід свердла. У цьому випадку величина Δ_3 опишеться залежністю (5.11) із урахуванням того, що у ній замість величини Δ_1 необхідно розглядати величину Δ_2 . У результаті отримано:

$$\Delta_3 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_2}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right)^3 \cdot \Delta_0. \quad (5.12)$$

Очевидно, справедлива нерівність $\Delta_3 < \Delta_2$. Отже, у процесі розсвердлювання отвору матиме місце виправлення похибки обробки отвору зі збільшенням кількості проходів свердла. Після n -го проходу свердла величина Δ_n опишеться залежністю:

$$\Delta_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_{n-1}}{c \cdot K_{\text{різ}}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{різ}}} \right)^n \cdot \Delta_0, \quad (5.13)$$

де Δ_{n-1} – зміщення осі оброблюваного отвору відносно її номінального положення після $(n-1)$ -го проходу свердла, м.

Відношення Δ_0 / Δ_n визначає сумарне уточнення [61, 62]:

$$\varepsilon_{\text{сум}} = \frac{\Delta_0}{\Delta_n} = \left(\frac{c \cdot K_{\text{різ}}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \right)^n. \quad (5.14)$$

Як видно, зі збільшенням кількості проходів свердла сумарне уточнення $\varepsilon_{\text{сум}}$ збільшується. При цьому уточнення на кожному проході свердла

$\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{\text{сум}}}$ залишається однаковим, рівним

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{piz}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}. \quad (5.15)$$

Із залежності (5.15) випливає, що уточнення ε тим більше, чим більше жорсткість технологічної системи c , кут $\varphi \rightarrow 90^0$ і менше відношення σ / K_{piz} та подача S . За фізичною суттю залежності (5.13) і (5.14) описують процес виходжування під час шліфування, коли знімання металу відбувається у результаті дії пружно-відновлювальної сили [149]. Цей процес загасаючий, оскільки інтенсивність знімання металу зменшується зі збільшенням кількості проходів свердла. У межі за умови $n \rightarrow \infty$ справедлива умова $\Delta_n \rightarrow \Delta_{n-1}$.

Із погляду теорії різання металів здійснити знімання металу в умовах розсвердлювання отвору дуже складно у зв'язку із незначною товщиною зрізу. У результаті відношення σ / K_{piz} буде збільшуватися зі збільшенням кількості проходів свердла, що призведе до передчасного припинення знімання металу Δ_n . Щоб виключити це явище і забезпечити знімання металу, необхідно із кожним наступним проходом свердла збільшувати його діаметр. Про необхідність застосування сверدل різного діаметра вказує також той факт, що зменшення величини Δ_n (зі збільшенням n під час обробки свердлом одного діаметру) призводить фактично до збільшення діаметра оброблюваного отвору на величину Δ_n . Іншими словами, із однієї сторони, буде зменшуватися величина Δ_n зі збільшенням кількості проходів свердла n , а з іншої сторони, буде збільшуватися діаметр оброблюваного отвору на величину Δ_n . Це не дозволить усунути початкову похибку обробки. Тому, очевидно, усунути похибку обробки можна шляхом застосування свердел різних діаметрів. У цьому випадку із кожним проходом свердла формуватиметься новий отвір зі зміщенням осі відносно номінального положення на величину Δ_n . Зі збільшенням кількості проходів свердла величина $\Delta_n \rightarrow 0$ і, таким чином, буде забезпечено необхідну точність оброблюваного отвору.

У даному випадку наведені вище аналітичні залежності залишаться справедливими, оскільки діаметр свердла не впливає на величину зміщення осі оброблюваного отвору відносно її номінального положення.

Із залежності (5.13) випливає, що величина Δ_n визначається, насамперед, кількістю проходів свердла n . У зв'язку із цим важливо визначити оптимальну кількість проходів свердла n за умови забезпечення найменшого основного часу обробки τ , який можна виразити залежністю: $\tau = n \cdot L / S$, де

$\tau = n \cdot L / S$ – довжина оброблюваного отвору, м. Подачу S визначимо із залежності (5.14). Тоді

$$\tau = \frac{2 \cdot n \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{piz}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} = A \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}, \quad (5.16)$$

де $A = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{piz}}$.

У результаті отримано аналітичну залежність визначення основного часу обробки τ . Як видно, кількість проходів свердла n неоднозначно впливає на основний час обробки τ , тобто існує екстремум функції τ від n . Для його визначення підпорядкуємо функцію τ необхідній умові екстремуму: $\tau'_n = 0$. Після відповідних перетворень отримано $n = \ln \varepsilon_{сум}$. Таким чином встановлено, що екстремальна кількість проходів свердла n цілком однозначно визначається сумарним уточненням $\varepsilon_{сум}$: чим воно більше, тим більше n .

Встановлено, що друга похідна функції екстремуму функції τ завжди позитивна. Тому має місце мінімум функції τ . Це вказує на те, що кількість проходів свердла n , що визначається залежністю $n = \ln \varepsilon_{сум}$, є оптимальною та забезпечує найменший основний час обробки τ_{min} .

У табл. 5.1 наведено розрахункові значення сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$ для різної кількості проходів свердла n . Зі збільшенням n сумарне уточнення $\varepsilon_{сум}$ змінюється у широких межах. Отже, для забезпечення заданого значення $\varepsilon_{сум}$, навіть достатньо великого, наприклад, рівного 150, необхідно здійснити всього 5 проходів свердла. Для забезпечення значень $\varepsilon_{сум} = 20 \dots 150$, які можуть бути реалізовані практично, достатньо здійснити 3 – 4 проходи свердла. Це узгоджується із відомими експериментальними даними, а також із досвідом практичного застосування механічної обробки [61].

Таблиця 5.1 – Розрахункові значення сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{сум}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

Подамо залежність $n = \ln \varepsilon_{сум}$ у вигляді $\varepsilon_{сум} = e^n$. Сумарне уточнення $\varepsilon_{сум}$ виразимо залежністю $\varepsilon_{сум} = \varepsilon^n$. Тоді справедлива умова: $\varepsilon = e$. Отже, оптимальне значення уточнення на проході свердла ε дорівнює числу

$e \approx 2,72$. Досягти найменшого значення основного часу обробки можна встановленням уточнення на проході свердла рівного числу $e \approx 2,72$. Цю умову можна виконати на основі встановлення параметрів обробки відповідно до залежності (5.15), наприклад, шляхом визначення оптимальної подачі S для заданих значень c , φ і σ / K_{piz} .

Мінімальний основний час обробки τ_{min} визначається:

$$\tau_{min} = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{piz}} \cdot e \cdot \ln \varepsilon_{сум}. \quad (5.17)$$

У даному випадку τ_{min} залежить від сумарного уточнення $\varepsilon_{сум}$: чим воно більше, тим більше τ_{min} . Таким чином, отримано загальне теоретичне рішення щодо визначення оптимальних умов зменшення похибок обробки отвору під час розсвердлювання. Встановлено, що існує оптимальна кількість проходів свердла n , за якою задану похибку обробки отвору Δ_n можна досягти за основний мінімальний час обробки τ_{min} . Встановлено, що у цьому випадку уточнення на проході свердла ε повинно дорівнювати числу $e \approx 2,72$. Це досягається встановленням відповідної подачі S .

На рис. 5.6 наведено розраховані за залежністю (5.16) графіки основного часу обробки τ для різної кількості проходів свердла n (табл. 5.2).

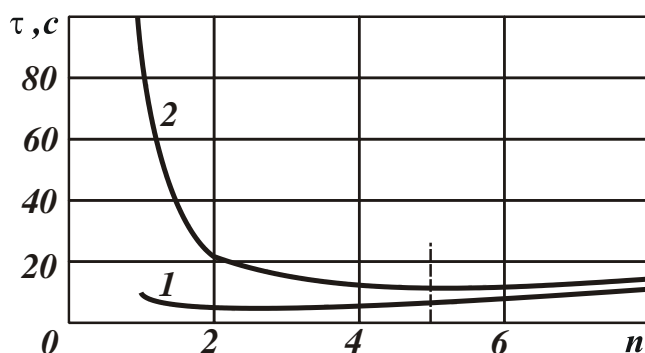


Рисунок 5.6 – Залежність τ_{min} від n для різних значень $\varepsilon_{сум}$:

1 – $\varepsilon_{сум} = 10$; 2 – $\varepsilon_{сум} = 100$ ($A = 1$ с).

Таблиця 5.2 – Розрахункові значення основного часу обробки τ для $\varepsilon_{сум} = 100$ ($A = 1$ с)

n	1	2	3	4	5	6
$\tau, \text{с}$	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

Як видно, у широких межах зміни величини n основний час обробки τ , починаючи із $n = 2$ (для $\varepsilon_{\text{сум}} = 100$), змінюється несуттєво. Отже, приймаючи кількість проходів свердла n близьким до оптимального значення, можна досягти приблизно однакового результату за основним часом обробки τ . Цим можна пояснити те, що на практиці рекомендується для реалізації певний діапазон зміни кількості проходів інструменту n , який забезпечує необхідну точність обробки із урахуванням досягнення найменшого основного часу обробки τ .

5.3.2. Теоретичний аналіз закономірностей формування похибок обробки під час розточування і розсвердлювання отворів

Враховуючи, що основним чинником, який впливає на похибки обробки отворів, є утворення пружних переміщень у технологічній системі, важливо провести аналіз шляхів зменшення похибки обробки отвору під час його розточування на основі регулювання пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі. Величина пружного переміщення може бути визначена за уточненою залежністю (5.5):

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{\text{піз}}} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{зпіз}}}{c \cdot K_{\text{піз}}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t - y)}{c \cdot K_{\text{піз}}}, \quad (5.18)$$

де P_y , P_z – відповідно, радіальна та тангенціальна складові сили різання, Н;

$$K_{\text{піз}} = P_z / P_y;$$

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

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

$S_{\text{зпіз}} = S \cdot (t - y)$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²;

S – подача, м/об.;

t – глибина різання, м.

Після розв'язання рівняння (5.19) відносно невідомої величини y , маємо

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{піз}}}{\sigma \cdot S}\right)}. \quad (5.20)$$

За умови $\frac{c \cdot K_{\text{піз}}}{\sigma \cdot S} > 1$ залежність (5.20) набуде спрощеного вигляду, аналогічно залежності (5.5):

$$y = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{\text{піз}} \cdot V}, \quad (5.21)$$

де $Q = S \cdot t \cdot V$ – продуктивність обробки, м³/с;

V – швидкість різання, м/с.

Як впливає із залежності (5.21), домогтися збільшення продуктивності обробки Q за заданою похибкою обробки, що визначається величиною пружного переміщення, можна, у першу чергу, шляхом збільшення швидкості різання V , тобто шляхом переходу у зону високошвидкісного різання. При цьому також ефективно зменшувати коефіцієнт різання K_{piz} та збільшувати жорсткість технологічної системи c .

За умови $\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S} < 1$ фактично справедлива умова $y \approx t$. У цьому ви-

падку знімання металу практично відсутнє, а у технологічній системі утворюються пружні переміщення, які близькі до глибини різання. Це пов'язано або із низькою жорсткістю технологічної системи c або зі значним затупленням інструменту і збільшенням відношення σ / K_{piz} . У результаті відбувається, свого роду, копіювання вихідної похибки оброблюваної поверхні, тобто вихідна похибка обробки отворів не усувається.

У даному випадку величина пружного переміщення y визначає точність розміру оброблюваної поверхні: чим менше y , тим вище точність оброблюваного отвору. Поряд із забезпеченням точності розміру оброблюваної поверхні, під час обробки отвору важливо виконати вимоги щодо забезпечення заданої точності форми оброблюваної поверхні. У зв'язку із цим, важливо аналітично визначити похибку обробки отвору у вигляді її неспіввісності, яка є одним із основних параметрів точності обробки отвору (рис. 5.7).

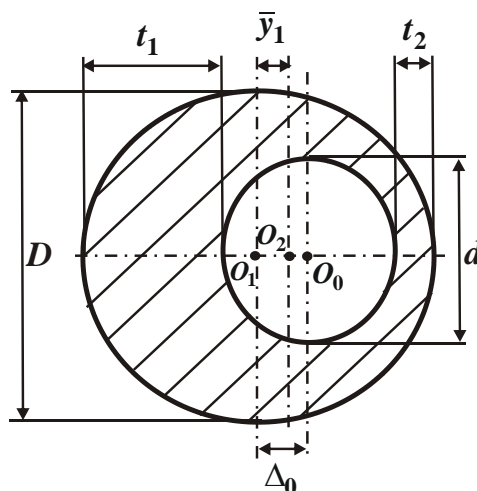


Рисунок 5.7 – Розрахункова схема визначення неспіввісності оброблюваного отвору під час його розточування

Припустимо, що вихідна неспіввісність оброблюваного отвору дорівнює величині Δ_0 (відстані між центром вихідного кола отвору O_0 і положенням осі інструменту до обробки O_1). Тоді величини пружних переміщень y_1 і y_2 , що виникають у технологічній системі в моменти різання із найбільшою глибиною різання $(t + \Delta_0)$ та найменшою глибиною різання $(t - \Delta_0)$, відповідно, визначаються залежностями:

$$y_1 = \frac{(t + \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}; \quad (5.22)$$

$$y_2 = \frac{(t - \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}, \quad (5.23)$$

де $t = (D - d)/2$;

D, d – відповідно, діаметри обробленого та оброблюваного отворів, м.

Неспіввісність оброблюваного отвору, яка дорівнює відстані між положеннями осі інструменту до обробки O_1 та при першому проході O_2 , визначається залежністю:

$$\bar{y}_1 = y_1 - y_2 = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pi3}}{\sigma \cdot S}\right)}. \quad (5.24)$$

Із залежності (5.24) випливає, що основним шляхом зменшення величини \bar{y}_1 є зменшення величини Δ_0 . Інші параметри, що входять у залежність (5.24), впливають на величину \bar{y}_1 так саме, як і на величину пружного переміщення y у залежності (5.20). Отже, закономірності формування величин y і \bar{y}_1 однакові. Відмінність полягає лише у кількісних значеннях глибини різання t та величини $2\Delta_0$, що входить у залежності (5.20) та (5.24). За умови $t > 2\Delta_0$ точність обробки отвору буде зумовлена точністю розміру, а за умови $t < 2\Delta_0$, навпаки, точністю форми оброблюваного отвору.

Визначимо, наскільки зменшиться неспіввісність отвору під час другого проходу інструменту. У цьому випадку найбільша та найменша глибини різання, відповідно, виразяться: $(t + y_1)$ і $(t + y_2)$, де y_1, y_2 – величини пружних переміщень, що виникають у технологічній системі та визначаються залежностями (5.22) та (5.23). Тоді неспіввісність оброблюваного отвору під час

другого проходу інструменту визначиться за залежністю, яка аналогічна залежності (5.24):

$$\bar{y}_2 = \frac{(t + y_1)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)} - \frac{(t + y_2)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{\bar{y}_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)^2}. \quad (5.25)$$

Порівнюючи залежності (5.24) і (5.25), видно, що величина \bar{y}_2 завжди менше за величину \bar{y}_1 , оскільки знаменник залежності (5.25) більше знаменника залежності (5.24). Отже, збільшення кількості проходів інструменту призводить до зменшення неспіввісності оброблюваного отвору.

Аналогічно залежності (5.25), можна визначити неспіввісність оброблюваного отвору, тобто величину \bar{y}_n після n -го проходу інструменту:

$$\bar{y}_n = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S}\right)^n}. \quad (5.26)$$

Із залежності (5.26) випливає, що величина \bar{y}_n зі збільшенням кількості проходів інструменту n зменшується згідно із законом геометричної прогресії, тобто достатньо інтенсивно. Тому задану величину \bar{y}_n можна досягти за відносно невелику кількість проходів інструменту. Однак це справедливо за умови $\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S} > 1$. За умови $\frac{c \cdot K_{piz}}{\sigma \cdot S} < 1$ домогтися зниження неспіввісності отвору зі збільшенням кількості проходів інструменту n значно складніше, оскільки знімання металу фактично відсутнє і виправлення похибки форми отвору не відбувається – має місце копіювання вихідної похибки обробки.

Необхідно зазначити, що величина пружного переміщення y (що визначає точність розміру оброблюваного отвору) зі збільшенням кількості проходів інструменту n , як показано у роботі [145], безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певного значення (рис. 5.8). Отже, із точки зору підвищення точності розміру оброблюваного отвору доцільно знімання припуску здійснювати за один або кілька проходів інструменту, а із точки зору підвищення співвісності отвору, навпаки, необхідно збільшувати кількість проходів інструменту n . Очевидно, існує оптимальна кількість проходів інструменту n , при досягненні якої одночасно забезпечуються необхідні показники точності розміру та форми оброблюваного отвору.

Розглянемо закономірності утворення похибки оброблюваного отвору у вигляді неспіввісності під час його розсвердлювання. Принципово розрахунок

величини \bar{y}_n залишається тим самим (рис. 5.7) за умови, що із кожним наступним проходом радіус свердла необхідно збільшувати на величину глибини різання t . Інакше, тобто під час розсвердлювання отвору свердлом одного розміру, із кожним наступним його проходом (у зв'язку зі зменшенням величини \bar{y}_n) буде збільшуватися діаметр оброблюваного отвору і, відповідно, погіршуватися точність розміру оброблюваного отвору. Із цього випливає, що під час розсвердлювання отвору доцільно знімання припуску здійснювати за один прохід свердла або із використанням свердел різного діаметру – за декілька проходів. Під час розточування отвору, як показано раніше, можна здійснити кілька проходів інструменту за схемою виходжування, тобто без поперечної подачі, і це позитивно вплине на точність обробки отвору.

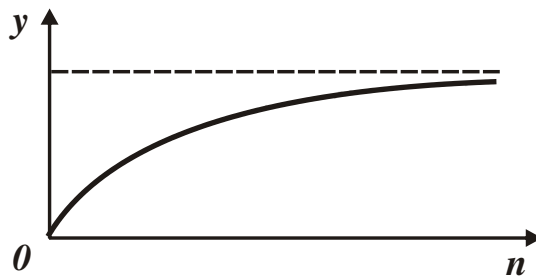


Рисунок 5.8 – Залежність величини пружного переміщення y від кількості проходів інструменту n

Отже, процес розточування порівняно із процесом розсвердлювання отвору є більш ефективним із погляду підвищення точності обробки. Тому обробку мірним інструментом (яким є свердло) можна ефективно використати лише на попередніх операціях обробки, де не потрібно досягнення високих показників точності обробки.

5.3.3. Визначення оптимальних умов високошвидкісного розфрезерування й розточування отворів

Із урахуванням надзвичайно низької продуктивності обробки в умовах внутрішнього шліфування отворів важливо оцінити технологічні можливості процесів високошвидкісного розфрезерування та розточування отворів у кільцях із погляду збільшення продуктивності обробки. На рис. 5.9 наведено розрахункову схему процесу високошвидкісного розфрезерування отвору, відповідно до якої фреза здійснює обертальний і поступальний (уздовж отвору) рухи.

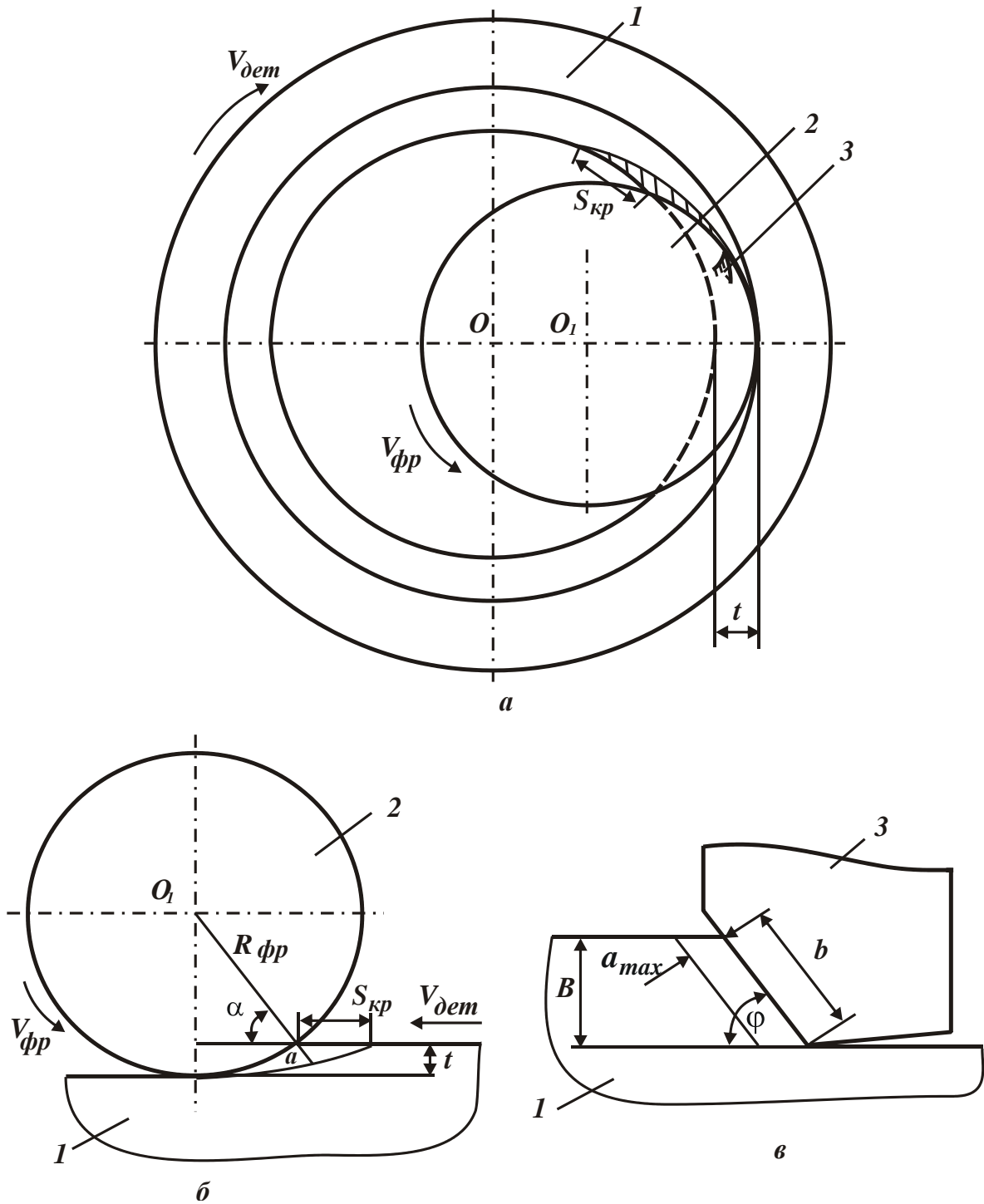


Рисунок 5.9 – Розрахункові схеми процесу розфрезерування отвору (а, б) і схема різання зубом фрези (в): 1 – деталь (кільце); 2 – фреза; 3 – ріжучий зуб фрези

Оброблюване кільце виконує обертальний рух. Фреза встановлюється із зсувом відносно осі отвору, забезпечуючи необхідну глибину різання t . Знімання припуску виконується за схемою торцевого фрезерування. Припустимо, що кут у плані ріжучого зуба фрези дорівнює $\varphi = 90^\circ$ (рис. 5.9,в). Вихо-

дячи із цього, визначимо товщину зрізу a . Час одного обертання оброблюваного кільця дорівнює:

$$\tau_{дет} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}}, \quad (5.27)$$

де $D_{дет}$ – діаметр оброблюваного отвору, м;

$V_{дет} = \pi \cdot D_{дет} \cdot n_{дет}$ – швидкість обертання деталі відносно діаметра оброблюваного отвору, м/с;

$n_{дет}$ – частота обертання деталі, об./с.

Час одного обертання фрези дорівнює:

$$\tau_{фр} = \frac{\pi \cdot D_{фр}}{V_{фр}}, \quad (5.28)$$

де $D_{фр}$ – діаметр фрези, м;

$V_{фр} = \pi \cdot D_{фр} \cdot n_{фр}$ – швидкість обертання фрези, м/с;

$n_{фр}$ – частота обертання фрези, об./с.

Із урахуванням залежностей (5.27) і (5.28) відношення $i = \tau_{дет} / \tau_{фр}$ дорівнює:

$$i = \frac{n_{фр}}{n_{дет}}. \quad (5.29)$$

Кругова подача кільця, що припадає на один зуб фрези, виходячи із залежності (5.29), визначається:

$$S_{кр} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{z \cdot i} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{z} \cdot \frac{n_{дет}}{n_{фр}}, \quad (5.30)$$

де z – кількість зубів фрези.

Як випливає із залежності (5.30), величина $S_{кр}$ тим більше, чим більше діаметр і частота обертання деталі ($D_{дет}$ і $n_{дет}$) та менше параметри z і $n_{фр}$.

Товщина зрізу одним зубом фрези визначається на основі розрахункової схеми, показаної на рис. 5.9,б:

$$a = S_{кр} \cdot \cos \alpha, \quad (5.31)$$

$$\text{де } \cos \alpha = \frac{\sqrt{R_{фр}^2 - (R_{фр} - t)^2}}{R_{фр}} \approx \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{фр}}};$$

$R_{фр} = 0,5 \cdot D_{фр}$ – радіус фрези, м.

Після перетворень залежності (5.31), маємо:

$$a = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot n_{дет}}{z \cdot n_{фр}} \cdot 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{фр}}} . \quad (5.32)$$

Як видно, із параметрів режиму різання на товщину зрізу a впливають параметри $V_{дет}$, t і не впливає швидкість поздовжньої подачі $S_{нозд}$. Отже, шляхом збільшення $S_{нозд}$ з'являється можливість суттєвого збільшення продуктивності обробки Q без збільшення товщини зрізу a й, відповідно, зношування інструмента. Із іншого боку, при заданій продуктивності обробки шляхом збільшення $n_{фр}$ можна зменшити товщину зрізу a , що визначає зменшення сили різання та підвищення точності й якості оброблюваних поверхонь. Одержимо залежність для визначення продуктивності обробки Q , для чого розв'яжемо залежність (5.32) відносно глибини різання:

$$t = \left(\frac{a \cdot z \cdot n_{фр}}{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot n_{дет}} \right)^2 \cdot D_{фр} . \quad (5.33)$$

Тоді

$$Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot t \cdot S_{нозд} = \left(\frac{a \cdot z \cdot n_{фр}}{2 \cdot n_{дет}} \right)^2 \cdot \frac{D_{фр} \cdot S_{нозд}}{\pi \cdot D_{дет}} . \quad (5.34)$$

Із залежності (5.33) випливає, що збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів $n_{фр}$, $S_{нозд}$ і зменшенням $n_{дет}$. При цьому параметри $n_{фр}$ і $n_{дет}$ більшою мірою впливають на продуктивність обробки Q , ніж поздовжня подача $S_{нозд}$. Суттєвого збільшення Q можна домогтися також завдяки збільшенню товщини зрізу a , забезпечуючи підвищення міцності ріжучої частини інструмента. Для порівняння визначимо товщину зрізу a під час розточування отвору різцем із кутом у плані $\varphi = 90^0$.

Час одного обертання оброблюваного кільця (деталі) дорівнює:

$$\tau_{дет} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}} = \frac{a}{S_{нозд}} . \quad (5.35)$$

Із рівняння (5.35) маємо:

$$a = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{S_{нозд}}{V_{дет}} . \quad (5.36)$$

У дану залежність із параметрів режиму різання входять $V_{дет}$ і $S_{нозд}$, а глибина різання t – не входить. Отже, завдяки збільшенню глибини різання t можна суттєво збільшити продуктивність обробки Q без збільшення товщини зрізу a й, відповідно, зношування інструмента. Зменшити товщину

зрізу a й, відповідно, силу різання при заданій продуктивності обробки Q можна збільшенням $V_{дет}$. Порівнюючи залежності (5.32) і (5.36), видно, що розфрезерування отвору має у своєму розпорядженні більші можливості з погляду зменшення товщини зрізу a . Визначимо продуктивність обробки $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot t \cdot S_{нозд}$ під час розточування отвору, для чого розв'яжемо залежність (5.35) відносно поздовжньої подачі $S_{нозд}$:

$$Q = a \cdot V_{дет} \cdot t. \quad (5.37)$$

Продуктивність обробки Q тим більша, чим більші всі параметри, що входять у залежність (5.37). У цьому випадку швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно збільшувати, тоді як в умовах високошвидкісного розфрезерування отвору, відповідно до залежності (5.34), її необхідно зменшувати. Порівнюючи залежності (5.34) і (5.37), видно, що високошвидкісне розфрезерування отвору все ж таки має у своєму розпорядженні більші технологічні можливості з точки зору підвищення продуктивності обробки, тому що всі основні параметри режиму різання ($n_{фр}$, $n_{дет}$ і a) входять у залежність (5.34) у другому ступені. Отже, навіть невелика зміна цих параметрів буде приводити до суттєвого збільшення продуктивності обробки Q . На рис. 5.10 показано основні умови підвищення продуктивності Q під час високошвидкісної обробки отворів [92].

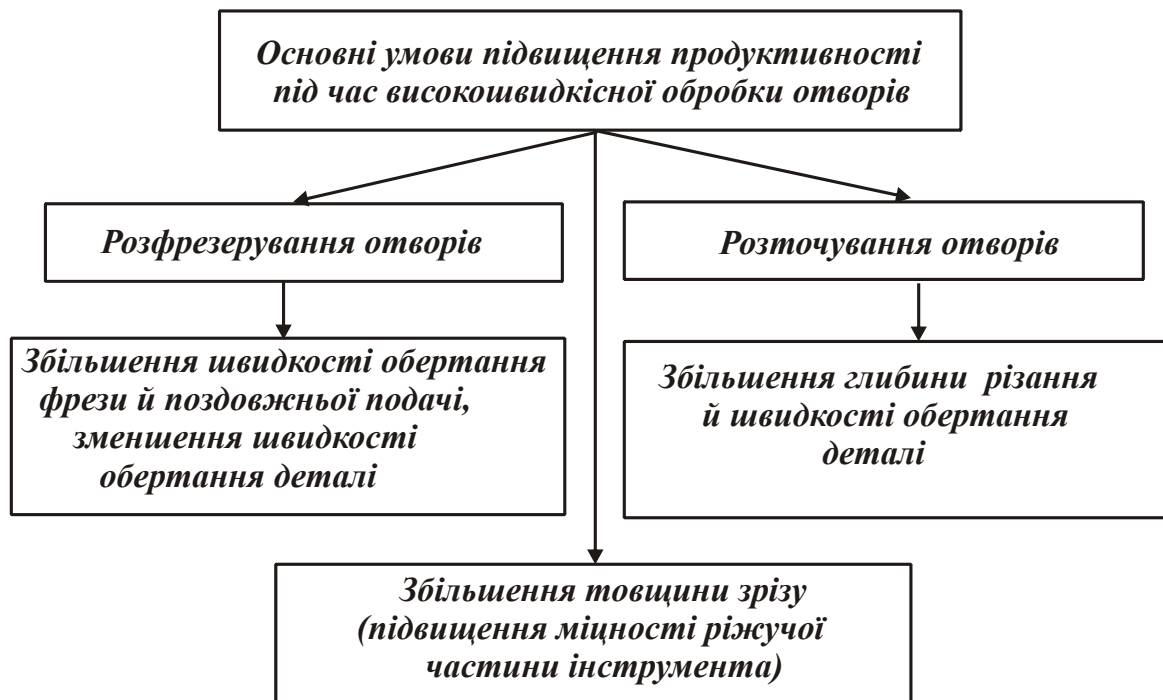


Рисунок 5.10 – Структурна схема основних умов підвищення продуктивності Q під час високошвидкісної обробки отворів

Поряд зі збільшенням продуктивності, застосування високошвидкісної обробки отворів дозволяє зменшити сили різання й підвищити точність оброблюваної поверхні. Це впливає із залежностей для визначення тангенціальної $P_z = \sigma \cdot S$ і радіальної $P_y = \frac{\sigma}{K_{риз}} \cdot S$ складових сили різання, де $S = Q/V$ – площа поперечного перерізу зрізу, м²; V – швидкість різання (для розточування $V = V_{дем}$, для розфрезерування отвору $V = V_{фр}$). Як видно, зі збільшенням швидкості різання V при заданій продуктивності обробки Q складові сили різання безупинно зменшуються, викликаючи зменшення величини пружного переміщення y в технологічній системі й, відповідно, похибок обробки. Із цього випливає, що застосування високошвидкісної обробки є основним напрямом підвищення точності та продуктивності обробки отворів.

5.3.4. Загальний підхід до аналізу умов підвищення точності механічної обробки отворів

Як показано у п. 5.2.1, під час розсвердлювання отвору із нерівномірним припуском під дією неврівноважених сил різання виникає пружне переміщення елементів технологічної системи, яке викликає утворення похибок обробки. У нашій роботі [92] проведено теоретичний аналіз механізму утворення похибок обробки під час розсвердлювання отвору, коли осі свердла діаметром D і оброблюваного отвору діаметром d не збігаються (рис. 5.5), тобто під час знімання нерівномірного припуску. Отримано аналітичну залежність для визначення величини пружного переміщення y в технологічній системі в результаті порушення умови рівноваги радіальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла (рис. 5.11) [30, 85]:

$$y = \frac{\Delta P_y}{c}, \quad (5.38)$$

де $\Delta P_y = P_{y1} - P_{y2} = \frac{\Delta P_z}{K_{риз}} \cdot \cos \varphi$ – найбільша різниця радіальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла, Н;

$\Delta P_z = P_{z1} - P_{z2}$ – найбільша різниця тангенціальних складових сили різання, які діють на обидва леза свердла, Н;

c – жорсткість технологічної системи в радіальному напрямі, Н/м;

$K_{риз} = P_z / P_0$ – коефіцієнт різання;

$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ – рівнодіюча радіальної P_y й осьової P_x складових сили різання, які діють на лезо свердла, Н;
 2φ – подвійний кут у плані свердла, град.

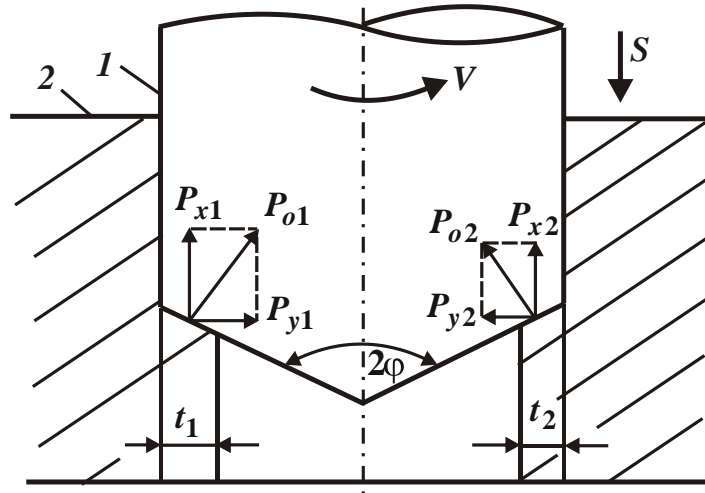


Рисунок 5.11 – Розрахункова схема процесу розсвердлювання отвору із нерівномірно знімаємим припуском: 1 – свердло; 2 – оброблювана деталь

Подамо величину ΔP_z у вигляді:

$$\Delta P_z = \sigma \cdot \Delta S_{зріз}, \quad (5.39)$$

де $\sigma = P_z / S_{зріз}$ – умовне напруження різання, Н/м²;

$S_{зріз}$ – площа поперечного перерізу зрізу лезом свердла, м²;

$\Delta S_{зріз} = S \cdot \Delta t$ – найбільша різниця площ поперечного перерізу зрізу, які приходяться на обидва леза свердла, м²;

S – подача, м/об.;

Δt – найбільша різниця глибин різання, які приходяться на обидва леза свердла, м.

Після нескладних перетворень, залежність (5.38) із урахуванням залежності (5.39) опишеться:

$$y = \frac{\sigma}{K_{різ}} \cdot \frac{S \cdot \Delta t}{c} \cdot \cos \varphi. \quad (5.40)$$

Установлено, що наведена жорсткість c виражається залежністю:

$$c = \frac{1}{\left(\frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2} \right)}, \quad (5.41)$$

де c_1, c_2 – відповідно вигібні жорсткості свердла й оброблюваної деталі у радіальному напрямку, Н/м.

Як видно із залежності (5.41), величини c_1 й c_2 однаковою мірою впливають на наведену жорсткість c технологічної системи в радіальному напрямі. Чим більше c_1 й c_2 , тим більше c . При $c_1 \rightarrow \infty$ й $c_2 \rightarrow \infty$ виконується умова $c \rightarrow \infty$. Очевидно, домогтися суттєвого збільшення c можна, у першу чергу, завдяки збільшенню жорсткості c_2 , тому що свердло являє собою консольно закріплену балку, яка характеризується меншою жорсткістю c_1 . Отже, наведена жорсткість c технологічної системи в радіальному напрямі за умови $c_2 \rightarrow \infty$ буде визначатися лише жорсткістю свердла c_1 , тобто залежність (5.41) прийме простий вигляд: $c = c_1$.

Як видно, залежність (5.40) містить невизначену величину Δt . Тому одержимо її аналітичне вираження на основі розрахункової схеми (рис. 5.5), де показано взаємне розташування початкового (розсвердлюваного) отвору із віссю OO_0 і оброблений отвір з номінальним положенням осі свердла OO_1 . Розглядаючи відстань $O_0O_1 = \Delta_0$ величиною відхилення між осями отвору та свердла, встановимо значення глибин різання t_1 і t_2 , які приходяться на обидва леза свердла. Для цього складемо два рівняння:

$$\begin{cases} \Delta_0 = \frac{d}{2} - \left(\frac{D}{2} - t_1 \right), \\ \frac{D}{2} = \Delta_0 + \frac{d}{2} + t_2. \end{cases} \quad (5.42)$$

Із системи рівнянь (5.42) можна визначити значення максимальної t_1 та мінімальної t_2 глибин різання, які приходяться на обидва леза свердла:

$$\begin{cases} t_1 = \frac{D}{2} - \frac{d}{2} + \Delta_0, \\ t_2 = \frac{D}{2} - \frac{d}{2} - \Delta_0. \end{cases} \quad (5.43)$$

Виходячи із залежності (5.43), різниця глибин різання $\Delta t = t_1 - t_2$ дорівнює:

$$\Delta t = 2 \cdot \Delta_0. \quad (5.44)$$

У результаті отримано аналітичну залежність, яка узгоджує величину Δt із величиною відхилення між осями Δ_0 , тобто за суттю, отримано аналітичну залежність для визначення неспіввісності отворів. Чим більше Δ_0 , тим більше Δt . При $\Delta_0 \rightarrow 0$ маємо $\Delta t \rightarrow 0$. Величина Δt не залежить від діаметрів оброблюваного й обробленого отворів, а визначається лише величиною Δ_0 .

У процесі різання під дією неврівноваженої сили ΔP_y , обумовленої зміною глибини різання за один оберт інструмента, вісь розсвердлюваного отвору OO_1 зміститься у напрямі осі OO_0 і прийме положення OO_2 (рис. 5.5). Відстань від осі OO_1 до осі OO_2 дорівнює величині пружного переміщення y , описуваного залежністю (5.40). Цим показано, що величина y дорівнює зміщенню вісі обробленого отвору відносно її номінального положення OO_1 . Для зручності аналізу позначимо відстань між осями OO_1 і OO_2 через Δ , тоді $\Delta = y$ і залежність (5.40) із урахуванням залежності (5.44) виразиться:

$$\Delta = \frac{\sigma}{K_{piz}} \cdot \frac{2 \cdot S \cdot \Delta_0}{c} \cdot \cos \varphi. \quad (5.45)$$

У результаті отримано аналітичну залежність для визначення величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ . Очевидно, за умови $\Delta_0 = 0$ величина $\Delta = 0$, у результаті приходимо до обробленого отвору симетричної форми. За умови $\Delta_0 > 0$ утвориться отвір овальної форми із найбільшим діаметром $D + \Delta$. Таким чином, задача визначення похибок обробки отвору звелася до визначення величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ .

Із залежності (5.45) випливає, що зменшити величину Δ можна шляхом зменшення параметрів σ , S , Δ_0 і збільшення параметрів K_{piz} , φ , c . Зменшити відношення σ / K_{piz} можна шляхом підвищення ріжучої здатності інструмента шляхом зниження інтенсивності тертя інструмента із оброблюваним матеріалом, збільшення переднього кута леза інструмента, застосування більш твердих інструментальних матеріалів, які підвищують зносостійкість лез інструмента тощо. Зменшення подачі S , хоча й приводить до зменшення величини Δ , але вимагає зниження продуктивності обробки, що не ефективно. Зменшити Δ шляхом збільшення кута $\varphi \rightarrow 90^\circ$ можна застосуванням спеціальних конструкцій свердел. Однак основний шлях зменшення величини Δ пов'язаний зі зменшенням Δ_0 , тобто підвищенням точності позиціонування свердла відносно вісі оброблюваного отвору. Однак, виконати цю умову вдається далеко не завжди. Тому після розсвердлювання мають місце значні похибки обробки отвору, для усунення яких потрібне застосування наступних технологічних переходів зенкерування, розгортання та ін. Ця технологія обробки отворів у принципі вирішує задачу точності, й тому набула широкого застосування на практиці. За суттю, вона є основною під час обробки отворів, хоча далеко не завжди виявляється ефективною. Це пов'язано, у

першу чергу, зі значними пружними переміщеннями елементів технологічної системи, які найчастіше призводять до поломки свердла. Наприклад, як установлено на практиці, у ряді випадків через поломки свердел фактично неможливо розсвердлити отвір.

Свердла, зенкери і розгортки – це мірні інструменти, їх діаметр дорівнює діаметру оброблюваного отвору. Отже, у цьому разі має місце обробка отворів мірним інструментом. Але є й інший підхід до обробки отворів. Він полягає у застосуванні немірних інструментів та заснований на таких методах обробки як шліфування, розточування та фрезерування отворів (рис. 5.12). У цьому випадку діаметр шліфувального круга і фрези менше діаметра отвору, що дозволяє зменшити глибину різання шляхом розподілу знімаемого припуску за проходами. У результаті можна домогтися підвищення точності та продуктивності обробки. При цьому величина пружного переміщення y в технологічній системі визначається залежністю:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{K_{piz} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S_{зріз}}{K_{piz} \cdot c}. \quad (5.46)$$

Проведемо теоретичний аналіз залежності (5.46) щодо процесів шліфування та фрезерування отворів із нерівномірно знімаємим припуском.

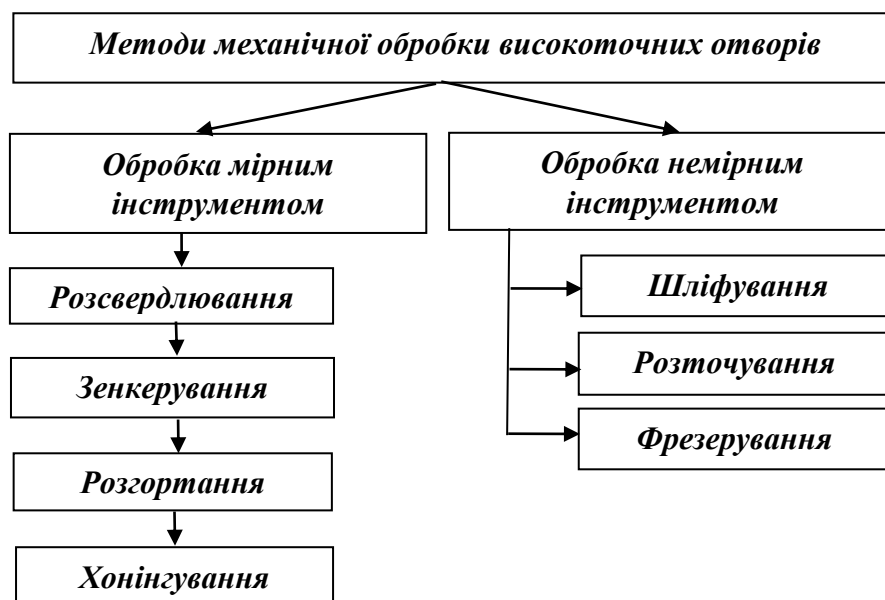


Рисунок 5.12 – Основні методи механічної обробки високоточних отворів

Під час круглого внутрішнього поздовжнього шліфування (рис. 5.13) площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ дорівнює сумарній миттєвій площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфу-

вального круга. Із фізичної точки зору це означає, що, якщо уявити знятий за фіксований час τ об'єм матеріалу v у вигляді стрічки, площею поперечного перерізу $S_{зріз}$ і довжиною $V_{кр} \cdot \tau$, то справедлива залежність: $v = S_{зріз} \cdot V_{кр} \cdot \tau$, де $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

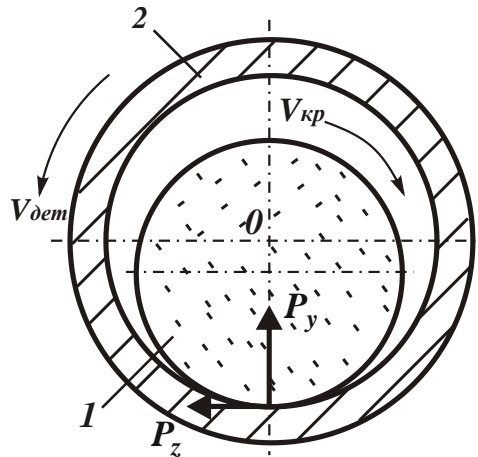


Рисунок 5.13 – Розрахункова схема параметрів процесу внутрішнього шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – оброблювана деталь

Об'єм знятого матеріалу \mathcal{G} пов'язаний із продуктивністю обробки Q залежністю:

$$\mathcal{G} = Q \cdot \tau, \quad (5.47)$$

тоді

$$S_{зріз} = \frac{Q}{V_{кр}}. \quad (5.48)$$

В умовах поздовжнього шліфування $Q = S \cdot t \cdot V_{дет}$, де S – поздовжня подача, м/об.; t – глибина шліфування, м; $V_{дет}$ – швидкість обертання деталі, м/с. Тоді сумарна миттєва площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга $S_{зріз}$ і величина пружного переміщення y в технологічній системі, яка визначається залежністю (5.46), із урахуванням залежностей (5.47) і (5.48), аналітично опишуться:

$$S_{зріз} = S \cdot t \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}; \quad (5.49)$$

$$y = \frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (5.50)$$

Порівнюючи залежності (5.45) та (5.50), видно, що вони відрізняються множниками: $2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos \varphi$ і $t \cdot V_{дет} / V_{кр}$. Кут у плані свердла φ може набувати значень $45^\circ \dots 60^\circ$. Тоді найменше значення $2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos \varphi$ у залежності (5.45) дорівнює Δ_0 . Відношення $V_{дет} / V_{кр}$ під час шліфування встановлюють не більше $1/60 \dots 1/100$. Тоді найменше значення множника $t \cdot V_{дет} / V_{кр}$ у залежності (5.50) дорівнюватиме $0,01 \cdot t$. Із огляду на те, що під час остаточного шліфування глибина шліфування t встановлюється, зазвичай, не більше $0,005 \dots 0,01$ мм, то найменше значення множника $0,01 \cdot t$ у залежності (5.50) дорівнює $0,05$ мкм. Очевидно, величина Δ_0 під час розсвердлювання набуває значно більші значення (у межах 1 мм). Отже, під час шліфування можна суттєво зменшити величину y , яка визначається залежністю (5.50). Із цього випливає, за відносно великих значеннях величини Δ_0 доцільно обробку отвору здійснювати за схемою шліфування замість схеми розсвердлювання. Проте слід зазначити, що наведений розрахунок справедливий, якщо жорсткості c технологічної системи, й, навіть, відношення $\sigma / K_{риз}$ у двох випадках рівні.

Безперечно, відношення $\sigma / K_{риз}$ під час шліфування буде більшим, ніж під час розсвердлювання. Проте, відмінність відношень $\sigma / K_{риз}$ буде менш суттєвою порівняно із різницею множників Δ_0 та $t \cdot V_{дет} / V_{кр}$, що входять у залежності (5.45) і (5.50). Тому під час шліфування пружне переміщення y в технологічній системі буде меншим порівняно із розсвердлюванням. Отже, ефективно переходити від технології розсвердлювання отвору (із наступним зенкеруванням і розгортанням) до технології шліфування отвору, тобто до внутрішнього шліфування.

Важливо оцінити можливості зменшення пружного переміщення у технологічній системі під час розточування отвору на основі залежності (5.40), рис. 5.14. Для цього площу поперечного перерізу зрізу $S_{зриз}$ слід визначити аналогічно залежності (5.48):

$$S_{зриз} = \frac{Q}{V_{дет}}, \quad (5.51)$$

де $Q = S \cdot t \cdot V_{дет}$ – продуктивність обробки, м³/с;

S – подача, м/об.;

t – глибина різання, м;

$V_{дет}$ – швидкість обертання деталі (швидкість різання), м/с.

Остаточно залежність (2.51) набуде вигляду:

$$S_{зріз} = S \cdot t. \quad (5.52)$$

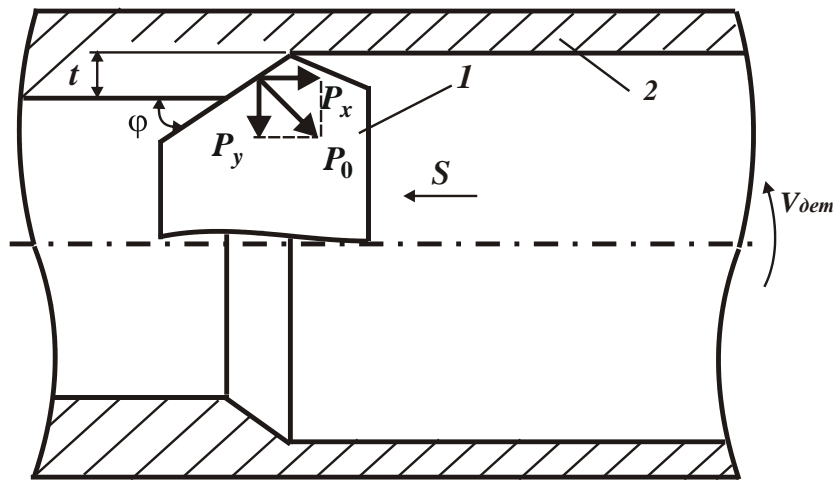


Рисунок 5.14 – Розрахункова схема параметрів процесу розточування отвору:

1 – різець; 2 – оброблювана деталь

Величина пружного переміщення y в технологічній системі із урахуванням залежності (5.52) аналітично опишеться (рис. 5.13):

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_0 \cdot \cos \varphi}{c} = \frac{P_z \cdot \cos \varphi}{K_{різ} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S_{зріз} \cdot \cos \varphi}{K_{різ} \cdot c} = \frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \cos \varphi, \quad (5.53)$$

де $P_y = P_0 \cdot \cos \varphi$ – радіальна складова сили різання, Н;

$P_0 = P_z / K_{різ}$ – рівнодіюча радіальної P_y та осьової P_x складових сили різання, Н;

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

Порівнюючи аналогічні залежності (5.50) і (5.53), видно, що вони відрізняються множниками $V_{дет}/V_{кр}$ та $\cos \varphi$. Множник $V_{дет}/V_{кр}$ дорівнює $1/60 \dots 1/100$, а кут різця у плані φ , зазвичай, встановлюється не більше $0 \dots 45^\circ$, тобто $\cos \varphi = 0,7 \dots 1,0$. Отже, при шліфуванні можна до 100 разів зменшити величину пружного переміщення y в технологічній системі. Це можливо за однакових значень $\sigma / K_{різ}$ і c . Як показано вище, в умовах лезової обробки відношення $\sigma / K_{різ}$ менше, ніж в умовах шліфування. Однак ця відмінність становить максимум у 10 разів, тоді як відмінність, що вноситься множителем $V_{дет}/V_{кр}$ більше. Тому в умовах шліфування отвору величина y

буде меншою, ніж в умовах розточування. Для того щоб зменшити величину y в умовах розточування, необхідно суттєво збільшити швидкість обертання деталі $V_{дет}$ (до рівня швидкості круга $V_{кр}$ в умовах шліфування). Це вимагає застосування сучасних високошвидкісних металорізальних верстатів.

Визначимо величину пружного переміщення y в технологічній системі під час фрезерування циліндричною фрезою діаметром D (рис. 5.15). Припустимо, що за час τ контакту одного зуба фрези із оброблюваною деталлю знято матеріал об'ємом $\mathcal{G} = Q \cdot \tau$, де $Q = S \cdot t \cdot V_{дет}$ – продуктивність обробки, м³/с; S – подача, м/об.; t – глибина різання, м; $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

$\tau = \frac{\pi \cdot D}{z \cdot V_{фр}}$; z – кількість зубів фрези; $V_{фр}$ – швидкість обертання фрези, м/с.

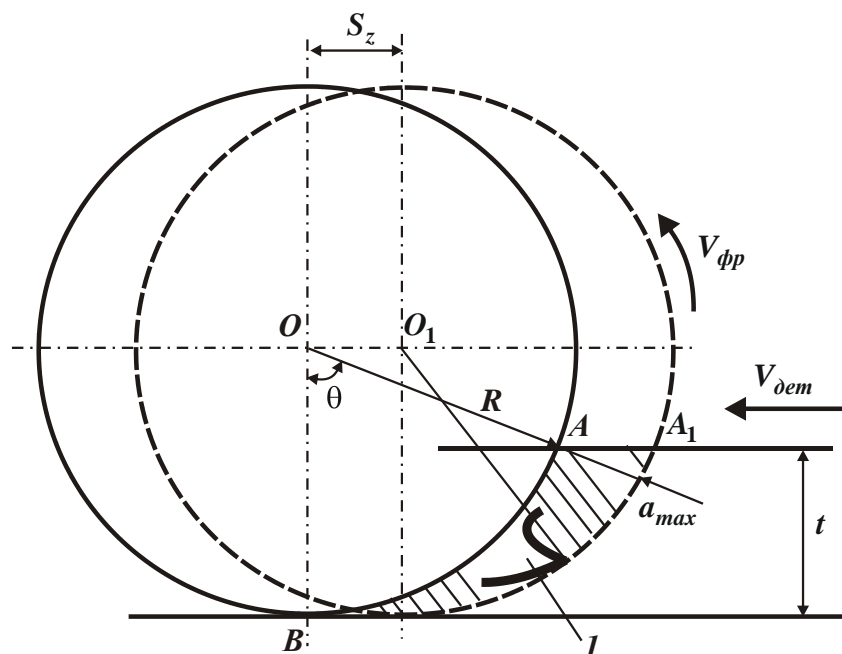


Рисунок 5.15 – Розрахункова схема параметрів процесу фрезерування циліндричною фрезою: 1 – зуб фрези

Подамо видалений об'єм матеріалу \mathcal{G} у вигляді стрічки площею поперечного перерізу $S_{зріз}$ і довжиною, що дорівнює довжині дуги контакту фрези із оброблюваним матеріалом, тобто довжині $l = AB$ (рис. 5.15) $\mathcal{G} = S_{зріз} \cdot l$. Довжина l дорівнює: $l = 0,5 \cdot D \cdot \theta$, де θ – кут контакту фрези із оброблюваною деталлю, град. Виходячи із рис. 5.15, кут θ визначається залежністю: $\sin \theta \approx 2 \cdot \sqrt{t/D}$.

Із урахуванням того, що кут θ змінюється у невеликих межах, справедливе відношення: $\sin \theta \approx \theta$. Тоді кут $\theta \approx 2 \cdot \sqrt{t/D}$. Відповідно, довжина l виразиться: $l = \sqrt{t \cdot D}$.

Середня площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ дорівнює:

$$S_{зріз} = S \cdot t \cdot \frac{V_{дем}}{V_{фр}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}. \quad (5.54)$$

Якщо порівняти аналогічні залежності (5.49) і (5.54) для умов шліфування та фрезерування, то видно, що вони відрізняються множителем $\pi/z \cdot \sqrt{D/t}$ та величинами $V_{кр}$ та $V_{фр}$. Множник $\pi/z \cdot \sqrt{D/t}$, очевидно, завжди більше одиниці. Отже, під час фрезерування за однаковою продуктивністю обробки $Q = S \cdot t \cdot V_{дем}$ площа поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ завжди буде більшою, ніж під час шліфування. Із цього випливає, що і величину пружного переміщення y в технологічній системі можна визначити за залежністю, яка аналогічна залежності (5.50):

$$y = \frac{\sigma}{K_{пиз} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{V_{дем}}{V_{фр}} \cdot \frac{\pi}{z} \cdot \sqrt{\frac{D}{t}}, \quad (5.55)$$

завжди буде більше під час фрезерування. Зменшити площу поперечного перерізу зрізу $S_{зріз}$ й, відповідно, величину y під час фрезерування можна збільшенням швидкості обертання фрези $V_{фр}$ до значення швидкості обертання круга $V_{кр}$ під час шліфування, а також зменшенням діаметра фрези D .

Важливо порівняти залежності (5.53) та (5.55) для умов розточування та фрезерування. Як видно, залежність (2.53) містить додатково множник $\cos \varphi$, а залежність (5.55) – множник $V_{дем}/V_{фр} \cdot \pi/z \cdot \sqrt{D/t}$. Вище показано, що кут різця у плані φ , зазвичай, встановлюють не більше $0 \dots 45^\circ$, тобто $\cos \varphi = 0,7 \dots 1,0$. Множник $V_{дем}/V_{фр} \cdot \pi/z \cdot \sqrt{D/t}$ залежить від багатьох параметрів і може змінюватися у значних межах, приймаючи значення менше одиниці. Отже, під час фрезерування за однієї і тієї ж продуктивності обробки можна забезпечити меншу величину пружного переміщення y в технологічній системі, ніж під час розточування. Це свідчить про можливість ефективного застосування методу фрезерування із використанням кінцевої фрези для фінішної обробки отвору (рис. 5.16). Під час обробки за цією схемою верстат забезпечує рух фрези за контуром, що описує коло із заданим радіусом, тобто відбувається, свого роду, "розфрезерування" отвору із круговою подачею.

Одночасно здійснюється вертикальна подача. За суттю, ця схема фрезерування отвору кінцевою фрезою фактично відповідає схемі круглого внутрішнього поздовжнього шліфування.

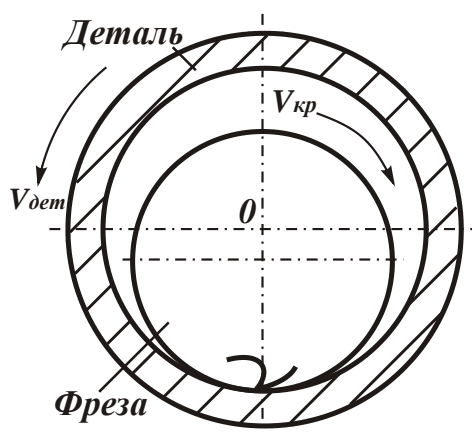


Рисунок 5.16 – Схема фрезерування отвору кінцевою фрезою

На основі наведеного раніше аналізу можна зробити висновок, що перехід від обробки отворів мірним інструментом до обробки немірним інструментом (рис. 5.12) дозволяє зменшити пружні переміщення, що виникають у технологічній системі, й, відповідно, підвищити точність обробки. Так, пружні переміщення, що утворюються під час розточування, будуть меншими, ніж під час розсвердлювання отвору.

В умовах фрезерування та шліфування отворів можна досягти ще менших значень величини пружного переміщення y . Суттєве збільшення швидкості різання (швидкості обертання інструменту $V_{інст}$), тобто перехід у зону високошвидкісного фрезерування та шліфування, дозволяє ще більшою мірою зменшити величину пружного переміщення y , відповідно до перетвореної залежності (5.50):

$$y = \frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t \cdot \frac{1}{\left(\frac{V_{інст}}{V_{дет}} \right)}. \quad (5.56)$$

Виходячи із залежності (5.56), в узагальненому вигляді характер зміни величини пружного переміщення y від відношення $V_{інст}/V_{дет}$ за умови

$\frac{\sigma}{K_{різ} \cdot c} \cdot S \cdot t = 1$ показано на рис. 5.17. Там також показано рівні значень вели-

чини пружного переміщення y , що досягаються для різних методів механічної обробки отворів.

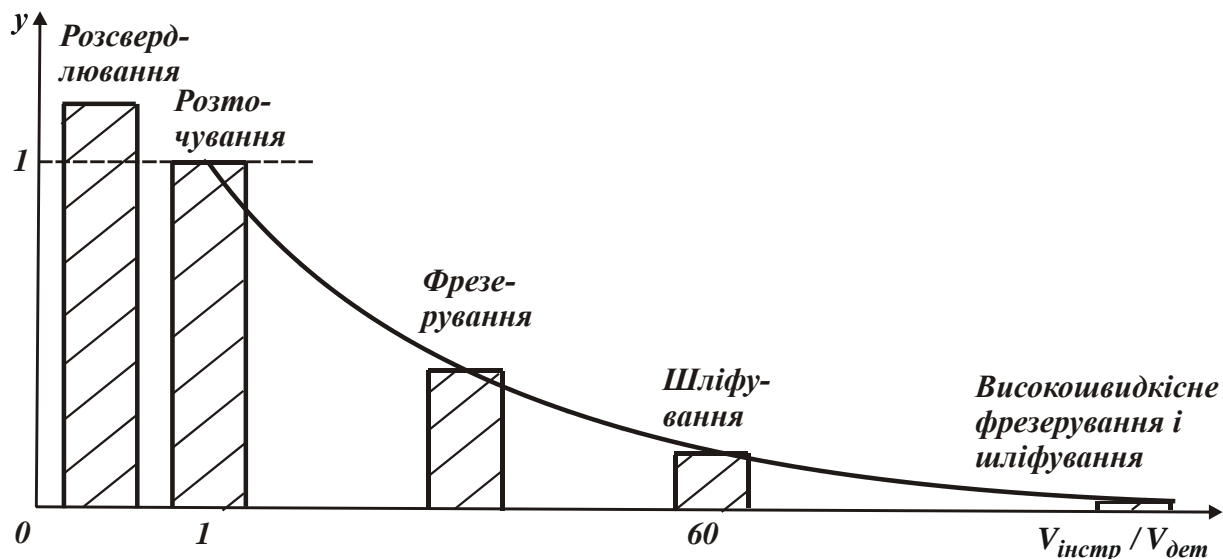


Рисунок 5.17 – Узагальнена залежність величини пружного переміщення y , виникаючого у технологічній системі, від відношення $V_{інст} / V_{дет}$ для різних методів механічної обробки отвору

5.3.5. Розроблення прогресивного способу розсвердлювання отвору

На основі отриманих у п. 5.2 теоретичних рішень розроблено ефективний спосіб розсвердлювання отвору [101]. Прототипом обрано відомий спосіб розсвердлювання отвору за декілька проходів свердла, збільшуючи його діаметр із кожним наступним проходом, що забезпечує підвищення точності розміру оброблюваного отвору [77]. Однак цей спосіб не забезпечує максимально можливу продуктивність обробки для заданої точності розміру оброблюваного отвору. Тому поставлено завдання вдосконалення способу розсвердлювання отвору шляхом того, що обробка здійснюється із відповідною подачею, кількістю проходів та із різними діаметрами свердел на кожному проході, які визначаються за певними залежностями, що забезпечить підвищення точності розміру обробленого отвору при досягненні найбільшої продуктивності обробки.

Поставлене завдання вирішується тим, що у способі розсвердлювання отвору, за яким свердло приводять у обертальний та поступальний рухи, а обробку здійснюють за декілька проходів свердла, збільшуючи його діаметр із кожним наступним проходом, згідно із корисною моделлю, попередньо перед першим проходом свердла вимірюють відстань між центрами свердла та оброблюваного отвору у деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей, та вимірюють відхилення свердла від своєї осі після першого його проходу із

довільно встановленою подачею, після чого розсвердлювання отворів у партії деталей здійснюють відповідно із подачею та кількістю проходів свердел різного діаметру, які визначаються згідно із залежностями:

$$S = S_1 \cdot \frac{A_0}{\Delta \cdot e}; \quad (5.57)$$

$$z = \ln \frac{A_0}{\Delta}, \quad (5.58)$$

збільшуючи при цьому на кожному проході діаметр свердла у відповідності до залежності [101]:

$$D_n = D - A_n \quad (5.59)$$

та приймаючи на останньому проході діаметр свердла рівним заданому діаметру оброблюваного отвору. У залежностях (5.57) і (5.59) прийнято позначення:

S_1 – довільно встановлена подача на першому проході свердла, м/об.;

A_0 – експериментально встановлене значення відстані між центрами свердла та оброблюваного отвору в деталі, виділеної з партії оброблюваних деталей, перед першим проходом свердла, м;

$\bar{\Delta}$ – експериментально встановлене значення відхилення свердла від своєї осі після його першого проходу при обробці отвору в деталі, виділеної з партії оброблюваних деталей, м;

$e \approx 2,72$;

Δ – задана точність розміру оброблюваного отвору, м;

D – заданий діаметр оброблюваного отвору, м;

$A_n = A_0 / e^n$ – відхилення свердла від своєї осі після його n -го проходу, м;

$n = 1 \dots z$ – номер проходу свердла.

Для реалізації пропонованого способу встановлюють відповідну подачу та кількість проходів свердел різного діаметру для забезпечення заданої точності розміру оброблюваного отвору за умови досягнення найбільшої продуктивності обробки, які визначаються залежностями (5.57) і (5.58). При цьому діаметр свердла на кожному проході визначають за залежністю (5.59), приймаючи на останньому проході діаметр свердла рівним заданому діаметру оброблюваного отвору.

Із залежності (5.59) випливає важливий висновок про те, що зі збільшенням кількості проходів n діаметр свердла D_n збільшується, наближаючись до заданого діаметру оброблюваного отвору D . Це вказує на можливість досягнення заданої точності розміру оброблюваного отвору Δ , оскільки за

умови обробки отвору одним свердлом похибка обробки дорівнює величині $\bar{\Delta}_1$, яка значно перевищує задану точність розміру оброблюваного отвору Δ . Таким чином, встановлюючи діаметри свердел у відповідності до залежності (5.59), можна досягти задану точність розміру оброблюваного отвору Δ .

На розрахунковій схемі (рис. 5.18), яка ілюструє реалізацію пропонованого способу, показано положення оброблюваного отвору діаметром d із центром O_0 та обробленого отвору діаметром D із центром O , який співпадає із центром свердла.

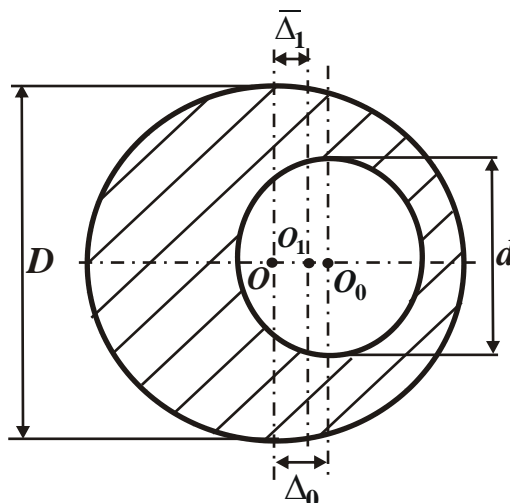


Рисунок 5.18 – Розрахункова схема параметрів способу розсвердлювання отвору

Попередньо перед першим проходом свердла вимірюють відстань Δ_0 між центрами свердла O та оброблюваного отвору O_0 у деталі, виділеної із партії оброблюваних деталей. Потім вимірюють відхилення $\bar{\Delta}_1$ центра свердла O_1 від своєї осі O після першого проходу свердла. Розсвердлювання отвору із заданим діаметром D здійснюють на кожному проході із подачею S та із кількістю свердел z різного діаметру, які встановлюють згідно залежностей (5.57) і (5.58). При цьому діаметри свердел D_n на кожному проході визначають за залежністю (5.59), приймаючи на останньому проході діаметр свердла рівним заданому діаметру оброблюваного отвору D .

Приклад реалізації способу розсвердлювання отвору. Здійснюється обробка отворів із заданим діаметром $D = 22$ мм та заданою точністю розміру отвору $\Delta = 0,025$ мм у партії деталей, виготовлених із сталі 30ХМА, свердлами різних діаметрів, виготовлених із швидкорізальної сталі Р6М5. Попередньо перед першим проходом свердла вимірюють відстань Δ_0 між осями свердла та оброблюваного отвору у деталі, виділеної із партії оброблюваних

деталей, яка, як встановлено, дорівнює $\Delta_0 = 1$ мм. Далі вимірюють відхилення свердла $\bar{\Delta}_1$ від своєї осі після першого його проходу із довільно встановленою подачею $S_1 = 0,28$ мм/об. та швидкістю різання $V = 22$ м/хв. У результаті встановлено, що $\bar{\Delta}_1 = 0,6$ мм. Після цього обробку отворів у партії деталей здійснюють відповідно із подачею та кількістю проходів свердел різного діаметру, які визначаються за залежностями (5.57) і (5.58): $S = 0,17$ мм/об.; $z = 4$. Діаметри свердел на кожному проході визначають згідно із залежністю (5.59). У результаті розрахунків встановлено: $\Delta_1 = 0,368$ мм; $\Delta_2 = 0,135$ мм; $\Delta_3 = 0,05$ мм; $\Delta_4 = 0,018$ мм, відповідно, $D_1 = 21,63$ мм; $D_2 = 21,87$ мм; $D_3 = 21,95$ мм; $D_4 = 21,982$ мм. На останньому 4-му проході діаметр свердла приймають рівним заданому діаметру оброблюваного отвору, тобто $D_4 = 22$ мм.

Якби обробку отвору здійснювали за один прохід свердлом діаметром 22 мм, то для забезпечення заданої точності розміру оброблюваного отвору $\Delta = 0,025$ мм подачу \bar{S}_1 необхідно встановити за наступною залежністю:

$$\frac{\bar{\Delta}_1}{\Delta} = \frac{S_1}{\bar{S}_1}, \quad (5.60)$$

звідки, із урахуванням $S_1 = 0,28$ мм/об.; $\bar{\Delta}_1 = 0,6$ мм; $\Delta = 0,025$ мм, маємо $\bar{S}_1 = S_1 \cdot \frac{\Delta}{\bar{\Delta}_1} = 0,0117$ мм/об.

Як видно, подача $\bar{S}_1 = 0,0117$ мм/об. у 14,53 разів менше подачі $S = 0,17$ мм/об. Під час обробки отвору за 4 проходи свердла, відповідно до запропонованої корисної моделі, основний час обробки зменшиться у 3,63 рази відносно обробки за один прохід свердла. Тому запропонована корисна модель забезпечить підвищення продуктивності обробки для заданої точності розміру оброблюваного отвору.

5.3.6. Теоретичне визначення умов підвищення точності та продуктивності обробки під час зубошліфування

Як показано у п. 3.4, зубошліфування є остаточною операцією обробки зубів зубчастого колеса, що забезпечує високі показники точності та якості оброблених поверхонь. Традиційно операції зубошліфування здійснюють методом обкатування на зубошліфувальних верстатах. Застосування високопористих абразивних кругів дозволяє суттєво знизити силову та теплову напруженість зубошліфування, вилучити утворення на оброблених поверх-

нях припикань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Однак при цьому має місце відносно низька продуктивність обробки, що змушує на практиці форсувати режими різання, а це призводить до зниження точності та якості оброблюваних поверхонь. Тому замість технології зубошліфування за методом обкатування все частіше використовують технологію зубошліфування за методом профільного копіювання, що реалізує схему високопродуктивного глибинного шліфування. У цьому випадку знімання припуску здійснюється за один або кілька проходів шліфувального круга, що знижує допоміжний час обробки реверсування столу верстата порівняно із зубошліфуванням методом обкатування. Основним недоліком цієї технології зубошліфування є відносно низька точність обробки, що пов'язано, головним чином, із нерівномірністю припуску, що знімається, по обидва боки шліфувального круга. Причиною цього є виникнення термопружних деформацій зубів колеса під час його термічної або хіміко-термічної обробки та неправильної установки круга у обробленій западині зубчастого колеса. У результаті в технологічній системі виникають пружні переміщення, що викликають утворення похибок обробки. Крім того, нерівномірність припуску, що знімається, призводить до підвищеної теплової напруженості процесу шліфування і виникнення на оброблюваних поверхнях температурних дефектів, що вимагає зниження продуктивності обробки. У зв'язку із цим виникає потреба теоретично обґрунтувати умови підвищення ефективності технології зубошліфування за методом профільного копіювання.

Необхідно зазначити, що дослідженню закономірностей зубошліфування за методом профільного копіювання у науково-технічній літературі приділено менше уваги, ніж зубошліфуванню методом обкатування [123, 133]. Між тим, у опублікованих роботах [167, 184, 204] розкрито значні технологічні можливості цієї прогресивної технології зубошліфування, які найповніше реалізуються на сучасних зубошліфувальних верстатах із ЧПУ. Однак у цих роботах відсутній теоретичний аналіз умов підвищення параметрів точності та продуктивності обробки, що не дозволяє науково обґрунтовано здійснювати вибір раціональних параметрів зубошліфування. Заслужовує на особливу увагу робота [205], яка присвячена зубофрезуванню на фінішних операціях, проте в ній не проведено порівняння даної технології із сучасними технологіями зубошліфування.

Роботу [187] присвячено аналітичному визначенню сили різання під час шліфування та лезової обробки. Однак у ній відсутній розрахунок та аналіз пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під дією си-

ли різання, які, як правило, визначають параметри точності обробки під час зубошліфування. Такий самий висновок можна зробити і відносно робіт [195, 198], присвячених експериментальному визначенню сили різання під час шліфування та лезової обробки.

Слід також зазначити, що дослідженню параметрів силової напруженості процесів зубошліфування у науково-технічній літературі приділено значно менше уваги, ніж дослідженню параметрів теплової напруженості та пошуку шляхів зменшення температури різання [168, 190, 210]. Це пов'язано із тим, що процеси зубошліфування внаслідок збільшеної площі контакту круга із оброблюваною деталлю характеризуються підвищеною температурою різання. У результаті збільшується імовірність утворення на оброблюваних поверхнях припикань та мікротріщин, що знижують якість обробки.

Аналіз літературних джерел показав відсутність аналітичних залежностей визначення параметрів точності обробки під час зубошліфування у зв'язку із виникненням у технологічній системі пружних переміщень. При цьому теоретично не обґрунтовано відмінні риси утворення похибок обробки під час зубошліфування за методами профільного копіювання та обкатування. Це не дозволяє виявити потенційні технологічні можливості цих методів зубошліфування та теоретично визначити оптимальні умови обробки, що забезпечують суттєве підвищення показників точності та продуктивності. Тому поставлено завдання математично описати закономірності формування пружних переміщень, що виникають у технологічній системі під час зубошліфування за методами профільного копіювання та обкатування. Далі на цій основі визначити умови їх зменшення із урахуванням обмеження відносно точності обробки та зробити вибір найбільш ефективної технології зубошліфування та оптимальних умов обробки.

У роботі [80] запропоновано теоретичний підхід до оптимізації параметрів зубошліфування методом профільного копіювання. На його основі визначено оптимальний маршрут обробки, що складається із 4 проходів круга в умовах знімання припуску $\Pi = 0,4$ мм на сторону. На першому проході пропонується здійснити знімання основної частини припуску (0,37 мм), а на наступних проходах – по 0,01 мм на кожному проході. Експериментально встановлено, що такий маршрут забезпечує високу продуктивність обробки, проте знижує точність обробки. Це пов'язано із тим, що із кожним наступним проходом круга внаслідок зменшення пружних переміщень збільшується ширина западини між обробленими зубами, перевищуючи допустиме значення. За суттю, відбувається розбивка западини зубчастого колеса, що знижує точ-

ність обробки. У цих умовах вилучити похибки обробки, що утворюються, можна, здійснюючи подачу шліфувального круга після кожного проходу на відповідну величину.

Для визначення цієї величини подачі доцільно спочатку встановити характер зміни пружного переміщення, що виникає у технологічній системі під час багатопрохідного шліфування (за n проходів шліфувального круга) за схемою виходжування:

$$y_n = \frac{y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon^n}, \quad (5.61)$$

де t – глибина шліфування, м;

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет}} \text{ – уточнення на проході круга;}$$

c – наведена жорсткість технологічної системи, Н/м;

σ – умовне напруження різання, Н/м²;

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

P_z, P_y – тангенціальна та радіальна складові сили різання, Н;

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

B_1 – ширина шліфування, м.

У цьому випадку сумарне уточнення ε_0 визначається залежністю:

$$\varepsilon_0 = \frac{t}{y_n} = \varepsilon^n. \quad (5.62)$$

Із залежності (5.62) випливає, що чим більше величини t і ε , тим за меншу кількість проходів круга n можна досягти заданого значення y_n , що визначає похибку обробки. Основною умовою збільшення уточнення на проході круга ε є зменшення швидкості деталі $V_{дет}$. Однак це призводить до збільшення основного часу обробки τ . Тому необхідно визначити оптимальні значення n і $V_{дет}$, за якими основний час обробки τ набуває найменшого значення.

Представляючи $\tau = n \cdot L / V_{дет}$ та розв'язуючи залежність $\varepsilon = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет}}$ відносно швидкості деталі $V_{дет}$, маємо:

$$\tau = \frac{n \cdot L \cdot \sigma \cdot B_1}{c \cdot K_{piz} \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_0}, \quad (5.63)$$

де L – довжина ходу столу верстата, м.

Із залежності (5.63) випливає, що має місце екстремум функції τ від n . Підпорядковуючи залежність (5.63) необхідній умові екстремуму ($\tau'_n = 0$), отримано $\varepsilon_0 = e^n$, відповідно, $n = \ln \varepsilon_0$. Друга похідна τ''_n у точці екстремуму функції τ позитивна. Отже, реалізується мінімум функції τ , за яким уточнення на проході круга ε дорівнює числу $e \approx 2,72$.

Оптимальна швидкість деталі V_{dem} визначається залежністю:

$$V_{dem} = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B_1 \cdot e}. \quad (5.64)$$

Збільшити швидкість деталі V_{dem} та, відповідно, зменшити основний час обробки τ можна зменшенням параметрів σ , B_1 і збільшенням c , K_{piz} , $V_{кр}$. Це досягається, головним чином, завдяки застосуванню високопористих, імпрегнованих і переривчастих шліфувальних кругів [137, 160 – 163], які характеризуються високою ріжучою здатністю та забезпечують зниження інтенсивності тертя у зоні різання.

Необхідно зазначити, що закономірності зміни пружного переміщення, що виникають в умовах оптимальної схеми виходжування ($\varepsilon = e$), описують-

ся аналітичною залежністю: $y_n = t \cdot e^{-n} = t \cdot e^{-\frac{V_{dem} \cdot \tau}{L}}$.

Тому із часом обробки τ величина y_n зменшується за експоненційною залежністю, що відповідає відомим експериментальним даним [56, 69]. Таким чином, схема виходжування, завдяки наявності пружної системи шліфувального верстата, автоматично реалізує оптимальний цикл шліфування із уточненням $\varepsilon = e \approx 2,72$. Цим пояснюється висока ефективність застосування схеми виходжування під час шліфування для вирішення практичних завдань забезпечення високих показників точності та продуктивності обробки.

Під час зубошліфування за методом профільного копіювання залежність для визначення величини пружного переміщення для різних проходів шліфувального круга набуває вигляду:

$$y_n = \frac{\Delta_0}{\varepsilon^n}, \quad (5.65)$$

де Δ_0 – величина зміщення осі конусного круга відносно осі западини зубчастого колеса, м;

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \cdot S_0} \text{ – уточнення на проході круга;}$$

B_1 – ширина шліфування, м;

α – кут у вершини конусного круга;

S_0 – швидкість поздовжньої подачі, що здійснюється шліфувальним кругом вздовж оброблюваного зуба, м/с.

Оптимальна швидкість поздовжньої подачі S_0 визначається:

$$S_0 = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{kp}}{2 \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \cdot e}. \quad (5.66)$$

У цьому випадку, як і під час шліфування за схемою виходжування оптимальне значення уточнення $\varepsilon = e \approx 2,72$. Отже, технологія зубошліфування за методом профільного копіювання дозволяє реалізувати схему виходжування, яка є найбільш ефективною із точки зору забезпечення високої точності обробки. У цьому випадку збільшити швидкість поздовжньої подачі S_0 , згідно залежності (5.66), і зменшити основний час обробки τ можна зменшенням параметрів σ , B_1 , α та збільшенням c , K_{piz} , V_{kp} .

Для досягнення заданої точності обробки шляхом вилучення розбивки западини зубчастого колеса, необхідно здійснювати поперечну подачу S_1 шліфувального круга після кожного подвійного проходу на певну величину $S_{1,n}$ (рис. 5.19). Під час її розрахунку необхідно враховувати пружне переміщення y_{n-1} , що виникає у технологічній системі на попередньому проході шліфувального круга (у перерізі А–А, рис. 5.19):

$$B + y_{n-1} = B + 2 \cdot B_0, \quad (5.67)$$

де $B_0 = S_{1,n} / \operatorname{tg}(\alpha/2)$ – ширина конусної частини шліфувального круга на рівні перерізу А–А, м;

B – ширина периферійної частини круга, м.

Звідки

$$y_{n-1} = \frac{2 \cdot S_{1,n}}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}. \quad (5.68)$$

Із залежності (5.68) випливає, що поперечна подача $S_{1,n}$ менше величини пружного переміщення y_{n-1} , оскільки $B_0 = S_{1,n} / \operatorname{tg}(\alpha/2)$. Отже, у процесі шліфування необхідно тонко регулювати поперечну подачу $S_{1,n}$ на кожному подвійному проході шліфувального круга, оскільки вона буде змінюватися у межах декількох мікрон за заданою похибкою обробки, наприклад, 10 мкм. Недотримання цієї умови не дозволить забезпечити необхідну точність

обробки. У результаті буде місце розбивка оброблюваної западини зубчастого колеса, що і спостерігається на практиці за умов використання технології зубошліфування за методом профільного копіювання.

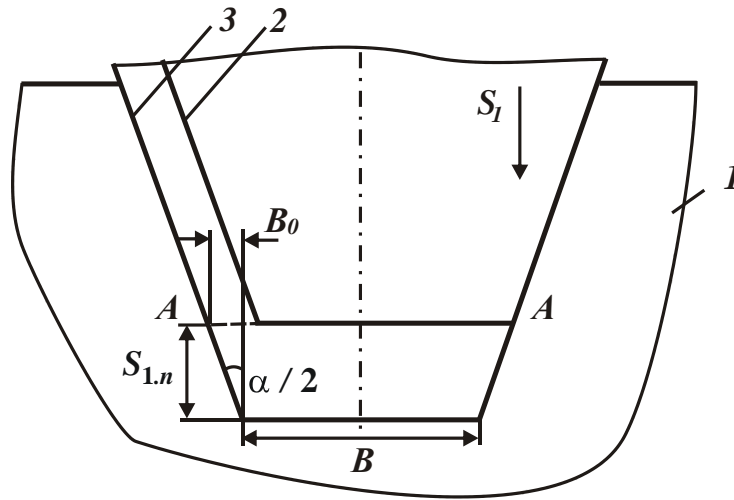


Рисунок 5.19 – Розрахункова схема параметрів зубошліфування за методом профільного копіювання: 1 – зубчасте колесо; 2, 3 – положення шліфувального круга на $(n - 1)$ і n -му проходах

Під час використання технології зубошліфування за методом обкатування припуск із кожного боку оброблюваного зуба видаляється окремо торцем чашкового круга за жорсткою схемою багатопрохідного шліфування. У цьому випадку закономірності утворення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, за проходами круга описуються аналітичними залежностями:

$$y_1 = \frac{t}{\varepsilon}; \quad (5.69)$$

$$y_n = \frac{t + y_{n-1}}{\varepsilon} = \frac{t}{\varepsilon} + \frac{t}{\varepsilon^2} + \dots + \frac{t}{\varepsilon^n}, \quad (5.70)$$

де t – глибина шліфування, м;

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{piz} \cdot V_{kp}}{\sigma \cdot B_1 \cdot S_0} \text{ – уточнення на проході круга.}$$

Зі збільшенням кількості проходів круга n величина пружного переміщення y_n збільшується згідно із законом геометричної прогресії. Виходячи із цього, для забезпечення заданої точності обробки необхідно додатково здійснювати виходжувальні проходи круга, а це знижує продуктивність обробки.

Тому застосування зубошліфування за методом профільного копіювання ефективніше, оскільки у результаті здійснення кількох проходів круга реалізується схема виходжування, що дозволяє забезпечити найбільшу продуктивність за заданою точністю обробки.

Представляючи величину пружного переміщення y_n сумою геометричної прогресії із урахуванням відношення $t = \Pi / n$ отримано:

$$y_n = \frac{\Pi}{n} \cdot \frac{(1 - \varepsilon^{-n})}{(\varepsilon - 1)}, \quad (5.71)$$

звідки

$$\varepsilon_0 = \frac{\Pi}{y_n} = \frac{n \cdot (\varepsilon - 1)}{(1 - \varepsilon^{-n})}, \quad (5.72)$$

де Π – величина припуску, що знімається, м.

За умови $n=1$ маємо $y_n = \Pi / \varepsilon$, що відповідає залежності (5.69), тобто розрахунки виконано правильно. Виходячи із залежності (5.72), характер зміни сумарного уточнення ε_0 підпорядковується більш складній закономірності, ніж під час шліфування за схемою виходжування, що реалізується в умовах зубошліфування за методом профільного копіювання, де $\varepsilon_0 = \varepsilon^n = e^n$.

Згідно залежності (5.71), зменшити величину пружного переміщення y_n можна шляхом збільшення величин n і ε . Однак збільшення n знижує продуктивність обробки. Збільшення уточнення на проході круга ε шляхом зменшення швидкості поздовжньої подачі S_0 також знижує продуктивність обробки. Тому основним шляхом зменшення y_n є збільшення уточнення на проході круга ε завдяки зменшенню відношення σ / K_{piz} та збільшенню параметрів c і $V_{кр}$, які безпосередньо не впливають на продуктивність обробки. Для практичної реалізації цих умов доцільно використовувати шліфувальні круги, що мають високу ріжучу здатність, а також ефективні методи їх правлення. Наприклад, переривчасті круги [162], що забезпечують, поряд із зменшенням температури різання, підвищення точності обробки. Такий ефект досягається шляхом безперервного правлення переривчастого круга у процесі шліфування, що здійснюється у результаті ударно-циклічної взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю. Це призводить до зниження енергоємності обробки (відношення σ / K_{piz}) й, відповідно, до зниження пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, та похибок обробки. Отже, застосування високопористих абразивних кругів дозволяє знизити інтенсивність тертя у зоні різання і підвищити параметри точності та якості обробки.

Слід зазначити, що під час зубошліфування за методом обкатування, тобто за умов використання багатопрхідного шліфування, слід зменшувати глибину шліфування t і збільшувати швидкість поздовжньої подачі S_0 . Це призводить до зменшення уточнення на проході круга S_0 , проте малоефективно із точки зору зменшення величини пружного переміщення y_n та похибки обробки. Під час зубошліфування за методом профільного копіювання, що реалізує умови глибинного шліфування, навпаки, слід збільшувати глибину шліфування t і зменшувати швидкість поздовжньої подачі S_0 . Це автоматично призводить до збільшення уточнення на проході круга ε та зменшення величини пружного переміщення y_n і похибки обробки. Таким чином, ефективніше використовувати зубошліфування за методом профільного копіювання, яке забезпечує підвищення точності та продуктивності обробки.

У табл. 5.3 та табл. 5.4 наведено розрахункові значення відношення y_n / Π , отримані на основі використання залежності (5.71) та залежності $\varepsilon_0 = \varepsilon^n$ (для зубошліфування за методом профільного копіювання).

Таблиця 5.3 – Розрахункові значення відношення y_n / Π

ε	n			
	2	3	4	5
1,5	0,555	0,49	0,4	0,347
2	0,375	0,292	0,234	0,193
3	0,222	0,16	0,123	0,1
4	0,156	0,109	0,083	0,066
5	0,12	0,083	0,062	0,05
6	0,097	0,066	0,05	0,04
7	0,081	0,055	0,041	0,033
8	0,07	0,047	0,036	0,0285
9	0,062	0,042	0,031	0,025
10	0,055	0,037	0,028	0,022

Як видно, значення y_n / Π (табл. 5.4) значно менше аналогічних значень (табл. 5.3), отриманих для зубошліфування за методом обкатування. Отже, необхідну точність обробки під час зубошліфування за методом профільного копіювання можна забезпечити за менших значень n і ε , що дозволяє збільшити продуктивність обробки.

Таблиця 5.4 – Розрахункові значення відношення y_n / Π

ε	n			
	2	3	4	5
1,5	0,444	0,296	0,198	0,132
2	0,25	0,125	0,0625	0,031
3	0,111	0,037	0,0123	0,0041
4	0,0625	0,0156	0,039	0,00098
5	0,04	0,008	0,0016	0,00032

Проведені у ПАТ "Світло шахтаря" експериментальні дослідження зубшліфування за методами профільного копіювання та обкатування підтвердили отримані теоретичні рішення. Встановлено, що зубшліфування за методом профільного копіювання продуктивніше – дозволяє до 5 разів збільшити продуктивність (порівняно із зубшліфуванням за методом обкатування на верстатах моделі 5843) за умов забезпечення заданої точності обробки. При цьому на оброблених поверхнях відсутні припикання, мікротріщини та інші температурні дефекти, що підвищує якість обробки. Зубшліфування за методом профільного копіювання здійснювали із застосуванням високопористого абразивного круга TIESP 400x32x127 93A60F15VPMF 601 W – 50 м/с фірми "Вінтертур" (виробництво Австрії) на сучасному зубшліфувальному верстаті із ЧПУ моделі HOFLEER RAPID 1250 (виробництво Німеччини). На першому проході $S_0 = 0,5$ м/хв, а на наступних проходах $S_0 = 3$ м/хв. Правлення круга здійснювали після обробки чотирьох зубів. Шорсткість обробленої поверхні становить $R_a = 0,63 - 1,25$ мкм.

5.4. Практична реалізація умов виготовлення високоточних виробів на основі застосування розроблених сучасних ефективних технологій механічної обробки

5.4.1. Розроблення та упровадження ефективних технологій механічної обробки деталей гідроапаратури

Виготовлення деталей гідро- та паливорегулюючої апаратури, особливо авіаційного призначення, вимагає забезпечення високих показників точності та якості оброблюваних поверхонь при одночасному забезпеченні високої продуктивності обробки. Однак, виконати стабільно ці вимоги дуже складно

із-за підвищених фізико-механічних властивостей оброблюваних матеріалів і значних значень сили і температури різання, що виникають під час механічної (лезової та абразивної) обробки. Тому пошук шляхів зниження силової та теплової напруженостей процесу різання є актуальним завданням, що потребує застосування нових прогресивних зносостійких та високопродуктивних різальних інструментів та сучасних високооборотних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр". Значний ефект у цьому напрямі досягається завдяки застосуванню різальних лезових інструментів, що виготовляють провідні закордонні фірми та постачають на підприємства України. У зв'язку із цим, важливо знати їх технологічні можливості та ефективність застосування для обробки конкретних деталей машин.

Слід зазначити, що за останні роки накопичено значний практичний досвід у цьому напрямі. Розроблено ефективні технологічні процеси механічної обробки високоточних деталей, особливо, авіаційного призначення, які дозволяють суттєво підвищити якість та продуктивність обробки. Ефект досягається шляхом застосування нових конструкцій інструментів, що мають високу ріжучу здатність і зносостійкість в умовах високошвидкісного різання. Це відноситься, в першу чергу, до обробки високоточних отворів, трудомісткість виготовлення яких у загальному технологічному циклі виготовлення даного класу деталей становить більше 50 %. Наприклад, завдяки застосуванню прогресивного методу високошвидкісного розфрезерування отворів вдалося багаторазово підвищити продуктивність та забезпечити високі вимоги до точності та якості оброблюваних поверхонь, виключити із технологічних процесів менш ефективні операції розточування і подальшої абразивної обробки, що традиційно застосовувалися, і, тим самим, знизити трудомісткість. Цей метод обробки подібний до внутрішнього шліфування, оскільки діаметр фрези менше діаметра оброблюваного отвору. Однак, на відміну від внутрішнього шліфування тепло, що виділяється під час різання, в основному надходить до стружки, що утворюється, що знижує температуру різання. У оброблювану деталь надходить невелика кількість тепла, що забезпечує високу якість обробки. Ефект забезпечується як в умовах обробки отворів у деталях із високоміцних сталей, так і в умовах обробки отворів у деталях із високотвердих магнітних сплавів АНКО-3А та ЮНКД-18, що характеризуються високою крихкістю та утворенням значних відколів під час традиційної лезової обробки. Так, встановлено, що при використанні високошвидкісної твёрдосплавної борфрези мікросколи, що утворюються в процесі обробки (на вході і виході з отвору) стають значно менше, ніж під час розточування твёрдосплав-

ним різцем. Це дозволяє забезпечити високі вимоги щодо точності та якості обробки, чого раніше не досягалось на операції розточування.

Слід зазначити, що застосування внутрішнього шліфування, що дозволяє зменшити величину мікровідколів до необхідного рівня, у цьому разі не ефективно, оскільки доводиться видаляти значні припуски – 0,8 мм, а це приводить до різкого зниження продуктивності обробки.

Ефективність механічної обробки багато в чому залежить від рівня металорізального обладнання. Так, використання сучасних високооборотних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр" дозволяє прецизійну обробку складних деталей гідроапаратури (виготовлених із високоміцних сплавів і сталей) здійснювати фактично за один установ у автоматизованому режимі. Це забезпечує більш точне позиціонування оброблюваної деталі, різко знижує трудомісткість її виготовлення та підвищує точність та якість обробки. Наприклад, складну у виготовленні деталь "води́ло" раніше обробляли на універсальному обладнанні з великою кількістю токарних, фрезерних та свердлильних операцій. У даний час ці операції об'єднано в одну операцію, яку здійснюють на сучасному обробному центрі Pisoftax 60. Якщо раніше для обробки даної деталі використовували 47 різних видів різальних інструментів, то за новою технологією – всього 23 інструмента. Таким чином, досягається економія витрат на різальні інструменти. При цьому стабільно забезпечується шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,63$ мкм, похибка обробки отворів – 0,01 мм, міжцентрові відстані виконуються із допусками на розміри $\pm 0,01$ мм. Продуктивність праці підвищилася у 2,5 рази, що дозволило скоротити кількість працівників із 8 до 2-х осіб.

Раніше вимірювання параметрів оброблюваних поверхонь здійснювали індивідуальними мірителями (пробками, калібрами, мікроскопом тощо), а в даний час – за допомогою контрольно-вимірювальної машини "Wenzel". Це дозволило гарантувати розміри взаємного положення оброблюваних отворів і фрезерованих поверхонь. Також вдалося уникнути координатного розточування та шліфування.

Встановлено, що під час виготовлення ступінчастих отворів ефективно попередню обробку здійснювати спеціально виготовленими ступінчастими зенкерами. Так, застосування ступінчастого зенкера із діаметрами 6,5 мм та 10 мм, виготовленого із швидкорізальної сталі P18, на сучасному верстаті "Hermle" (подача – 10 мм/хв, швидкість різання – 1000 об./хв) забезпечує 6-й клас точності обробки. Наступні операції розточування та розгортання дозволили підвищити точність обробки до 9-го класу.

Проведено експериментальні дослідження процесу фрезерування твердосплавними кінцевими фрезами отворів у деталях із загартованих сталей твердістю HRC 51 ... 56 на сучасному обробному центрі Ricomax 60. У результаті встановлено можливість підвищення точності, якості та продуктивності обробки шляхом переходу в зону високошвидкісного фрезерування. Це, за суттю, є новим напрямом механообробки і дозволяє із високою ефективністю замінити технологію обробки глухих отворів у агрегаті "блок циліндрів", що включає їх розточування із подальшим хонінгуванням та не забезпечує стабільне відхилення від циліндричності в межах 0,01 мм.

Експериментально встановлено, що в умовах високошвидкісного фрезерування даних отворів ($n = 8000$ об./хв) стабільно забезпечується відхилення від циліндричності 0,01 мм та шорсткість поверхні на рівні $R_a = 0,63$ мкм (рис. 5.20). При цьому до 2,5 разів збільшується продуктивність обробки і до 4 разів стійкість кінцевих твердосплавних фрез, вилучаються припікання та інші температурні дефекти.

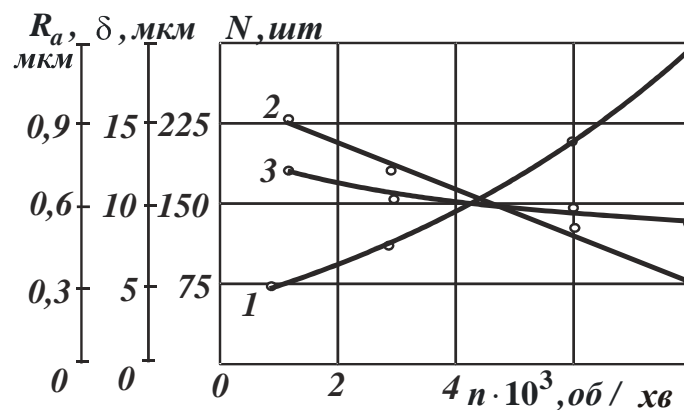


Рисунок 5.20 – Вплив частоти обертання фрези n на кількість оброблених отворів однією фрезою N (1), відхилення від циліндричності отвору δ (2), параметр шорсткості обробки R_a (3): глибина різання $t = 0,15$ мм; кругова подача $S = 0,25$ мм/об.; вертикальна подача – 125 мм/хв

Встановлено, що зі збільшенням частоти обертання фрези у межах 1000 ... 8000 об./хв мікротвердість H_{100} обробленого отвору зменшується від 2300 до 1900 МПа. Це незначно відрізняється від вихідної мікротвердості 2450 МПа, що свідчить про переважання в механізмі формування параметрів якості обробки силового чинника і незначної ролі теплового чинника. На основі отриманих результатів розроблено ефективну технологію високошвидкісного фрезерування глухих отворів та дугових пазів шириною 2,5 ... 5,0 мм

у деталях із загартованих сталей твердістю HRC 51 ... 56. Застосування цієї технології дозволило вирішити складні завдання щодо підвищення якості та продуктивності обробки.

До точності нарізування зубів деталей гідравлічних систем, виготовлених із високоміцних сталей, постійно висуваються високі вимоги: допуск на профіль 0,018 мм; допуск на похибку спрямування зуба 0,009 мм. Процес нарізання зубів здійснюється методом обкату із застосуванням довб'яка зі сталі P18. Недолік цієї технології обробки – висока витрата інструментів. Так, на обробку однієї деталі витрачається у середньому один долб'як. Із метою підвищення стійкості інструментів на їх робочі поверхні на установці Булат-6 наносили зносостійкі покриття різних типів. Як показали дослідження, найбільшого ефекту було досягнуто при використанні зносостійкого покриття на основі нітриду молібдену. Стійкість довб'яка при цьому збільшилася у 5 – 7 разів, а час нарізування зубів на деталі зменшився на 30 %.

Недосконалою також є технологія круглого зовнішнього шліфування валів шестірні твердістю HRCe 26 ... 34, оскільки потрібно стабільно забезпечити шорсткість циліндричної поверхні $R_a = 0,63$ мкм і торцевої поверхні $R_a = 0,16$ мкм. Ці вимоги не досягалися під час шліфування абразивним кругом ПП 600×80×305 14A 25C. Тому було запропоновано використати високошвидкісне шліфування на сучасному шліфувальному верстаті "Studer" при одночасному обробленні циліндричної та торцевої поверхонь із частотою обертання круга – 1300 об./хв та подачею – 0,15 мм/хв. Найкращі результати отримано в умовах шліфування абразивним кругом ПП 500×50×203 54A 120 H8 (білий електрокорунд високої якості) виробництва Швейцарії. При цьому стабільно забезпечується шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм та конусність – 0,002 мм.

Застосування сучасного шліфувального верстата "Studer" дозволило також вирішити завдання підвищення якості обробки в умовах внутрішнього шліфування деталей типу шестерня твердістю HRC 59 ... 61. До точності обробки отворів пред'являються високі вимоги: допуск на овальність та конусоподібність поверхонь – 0,002 мм, а допуск на опуклість утворюючих – 0,003 мм. У зв'язку із цим, запропоновано операцію внутрішнього шліфування здійснювати із застосуванням абразивних кругів ЧК 50×25×13 25A 25CM та ПП 40×10×13 25A 25CM. Це забезпечило шорсткість обробленої поверхні на рівні 7–8 класів чистоти та необхідні параметри точності. Рекомендований режим шліфування: частоти обертання деталі та шліфувального круга, відповідно, дорівнюють 600 об./хв і 7000 об./хв. Здійснюється знімання припуску 0,2 – 0,3 мм.

Застосування нових конструкцій свердел та мітчиків (виготовлених із нових марок твердих сплавів, у тому числі зарубіжного виробництва, що характеризуються підвищеними значеннями твердості, міцності та зносостійкості) дозволило успішно вирішити складні проблеми глибокого свердління отворів невеликого діаметру (4 мм і менше) та нарізування в них якісного різьблення. При цьому досягнуто збільшення у 2 – 3 рази швидкості різання та більш ніж у 10 разів стійкості інструментів. Так, застосування свердла діаметром 4 мм, виготовленого із нового твердого сплаву, замість традиційного твердосплавного свердла, в умовах глибокому свердлінні сплаву ВКМ (твердістю HRCe 39 ... 42) дозволило обробку здійснювати із частотою обертання шпинделя верстата 1100 – 1200 об./хв, тоді як за діючою технологією – 500 – 600 об./хв. При цьому одним свердлом можна обробити 50 – 60 отворів, тоді як за діючою технологією – не більше 10 отворів.

Застосування мітчика М6, виготовленого із твердого сплаву із новими характеристиками, дозволило збільшити із 40 – 50 до 500 – 600 кількість оброблених деталей (із нержавіючої сталі 14X17H2 твердістю HRCe 26 ... 34) із якісно нарізаним внутрішнім різьбленням. Мітчики зі швидкорізальної сталі P18, що застосовувалися раніше на цій операції, передчасно виходили із ладу в результаті поломок. При цьому забезпечено збільшення частоти обертання верстата шпинделя із 53 до 111 об./хв.

Встановлено також, що значні резерви підвищення ефективності виготовлення високоточних деталей має електроерозійна обробка. Так, за діючою технологією фрезерування пазів і лисок та із їх подальшим шліфуванням на плоскошліфувальному верстаті не забезпечували стабільно вимоги щодо точності обробки. Застосування сучасного електроерозійного верстата моделі AQ327L дозволило усі зазначені операції фрезерування та шліфування виконати в одну операцію за 4 проходи із забезпеченням вимог щодо точності обробки. Таким чином, лише кардинально вирішуючи проблему обробки високоточних деталей, можна у ряді випадків забезпечити виконання високих вимог щодо точності обробки.

5.4.2. Розроблення й упровадження ефективної технології обробки отворів у кільцях із високотвердих магнітних сплавів

Наведені у п. 5.1 роботи результати теоретичних і експериментальних досліджень показують, що основною умовою високоякісної обробки отворів у кільцях із високотвердих магнітних сплавів АНКО-3А і ЮНКД-18 (твердістю

HRC 62 ... 63) може бути зменшення сили різання завдяки зменшенню товщин зрізів. Це може бути досягнуто шляхом застосування методів внутрішнього шліфування, високошвидкісного розфрезерування або розточування отворів. Однак внутрішнє шліфування характеризується надзвичайно низькою продуктивністю обробки у зв'язку зі швидкою втратою ріжучої здатності шліфувального круга.

Високошвидкісне розфрезерування отворів забезпечує високопродуктивне знімання припуску із утворенням мікровідколів на рівні 0,2 мм, які можуть бути усунуті на наступній операції внутрішнього шліфування. Процес розточування отворів твердосплавним різцем також характеризується високою продуктивністю обробки, однак при цьому утворюються мікровідколи, які значно перевищують величину припуску (0,8 мм). Разом із тим, як встановлено теоретично, перехід до високошвидкісного розточування отворів, також як і високошвидкісного розфрезерування отворів, дозволяє суттєво зменшити силу різання й величину мікровідколів, що утворюються. Отже, основним шляхом підвищення ефективності обробки отворів у магнітних кільцях є застосування високошвидкісної обробки, до якої можна віднести методи внутрішнього шліфування, розфрезерування й розточування отворів.

Для вибору оптимального варіанта технологічного процесу обробки отворів був проведений комплекс порівняльних експериментальних досліджень процесів внутрішнього шліфування й високошвидкісного фрезерування отворів у кільцях із магнітного сплаву АНКО-3А. Загальний припуск на сторону встановлювався рівним 1 мм. Під час високошвидкісного фрезерування видалявся припуск, рівний 0,67 мм, а під час внутрішнього шліфування – 0,33 мм. Шліфування здійснювали за пружною схемою шліфування кругом ПП 8×20×3 25А 25Н СТ 7К5 зі швидкістю його обертання $V_{кр} = 16,7$ м/с, швидкістю поздовжньої подачі $S_{нозд} = 2$ м/хв і частотою обертання оброблюваної деталі $n = 600$ об/хв. За даною технологією знімання припуску, рівного 1 мм на сторону, під час внутрішнього шліфування здійснюється за 120 хв. Отже, припуск величиною 0,33 мм видаляється за 40 хв.

Фрезерування отвору здійснювали із частотою обертання фрези 20000 об/хв; подачею – 0,2 м/хв; глибиною різання (за прохід) $t = 0,05$ мм. Тривалість одного проходу (довжиною 40 мм) становила 0,2 хв, число проходів при зніманні припуску 0,67 мм дорівнює 13. Загальний час фрезерування отвору склав 2,6 хв. У підсумку знімання припуску величиною 1 мм на сторону із використанням високошвидкісного фрезерування отвору й наступного

внутрішнього шліфування було здійснено за $\tau = 40 \text{ хв} + 2,6 \text{ хв} = 42,6 \text{ хв}$ (варіант 2 на рис. 5.21). Це у 2,8 рази менше, ніж при зніманні припуску величиною 1 мм на сторону, використовуючи лише метод внутрішнього шліфування (варіант 1 на рис. 5.21). Отже, застосування високошвидкісного фрезерування отвору дозволило суттєво підвищити продуктивність обробки – у 2,8 рази. При цьому якість обробки не погіршилася.

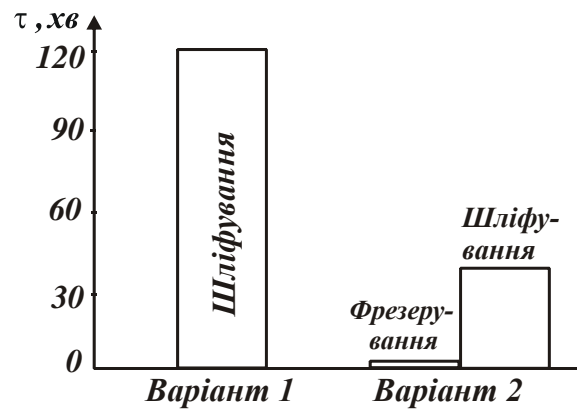


Рисунок 5.21 – Діаграма розподілу значень машинного часу обробки для двох варіантів обробки отворів

Таким чином, застосування технологічного процесу обробки отворів у кільцях із високотвердого магнітного сплаву АНКО-3А, що включає попередню обробку за методом високошвидкісного фрезерування й остаточну обробку за методом внутрішнього шліфування, відкриває нові технологічні можливості інтенсифікації процесу обробки.

Наведені вище результати досліджень справедливі під час обробки отворів у кільцях із магнітного сплаву АНКО-3А твердістю HRC 62 ... 63. Під час обробки отворів у магнітних сплавах меншої твердості (HRC 56 ... 58) на операції попередньої обробки може бути використаний процес розточування, тому що в цьому випадку мікровідколи, які утворюються у межах величини припуску, нескладно видалити на наступній операції внутрішнього шліфування.

Відповідно до діючої технології внутрішнього шліфування (за жорсткою схемою) отвору діаметром 8,5 мм припуск, рівний 0,8 мм на сторону, може бути вилючений за 192 хв (варіант 1 на рис. 5.22). Стійкості абразивного круга ПП 8×20×3 25А 25Н СТ 7К5 при цьому достатньо лише для обробки однієї деталі, після чого його необхідно правити. Із урахуванням часу правки круга машинний час обробки однієї деталі становить 4,8 години. Режим шліфування: швидкість обертання круга $V_{кр} = 16,7 \text{ м/с}$; поздовжня подача

$S_{\text{позд}} = 2$ м/хв; частота обертання деталі $n = 600$ об/хв; глибина шліфування $t = 0,005$ мм (на подвійний хід стола); через 5 – 10 проходів виконується виходжування.

Під час розточування даного отвору різцем із твердого сплаву Т15К6 машинний час склав 0,6 години, а стійкість різця $T = 0,6$ години. Обробку здійснювали із режимом різання: глибина різання $t = 0,1$ мм, частота обертання деталі $n = 600$ об/хв., подача $S = 0,05$ мм/об, припуск – 0,6 мм. Інша частина припуску 0,2 мм залишалася під шліфування, час його знімання дорівнює 0,8 години. Тоді сумарний машинний час знімання припуску 0,8 мм дорівнює: $\tau = 0,6 + 0,8 = 1,4$ години або $\tau = 36 + 48 = 84$ хв (варіант 2 на рис. 5.22). Із наведених результатів випливає, що застосування процесу розточування отворів у кільцях із магнітних сплавів при попередньому зніманні значних припусків (0,6 мм на сторону) дозволяє зменшити сумарний машинний час обробки більш ніж у 2 рази. При цьому з'являється можливість на наступній операції внутрішнього шліфування усунути дефекти обробки, одержані під час розточування у вигляді мікротріщин на торцевих поверхнях кільця.

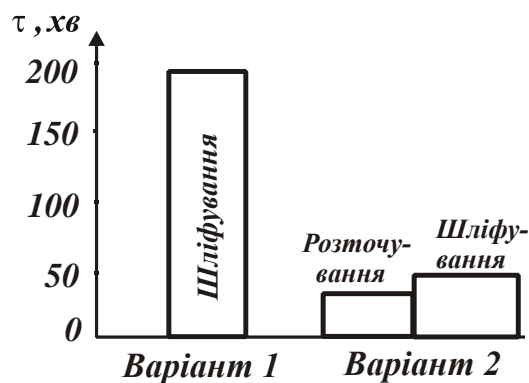


Рисунок 5.22 – Діаграма розподілу значень машинного часу обробки для двох варіантів обробки отворів

Експериментально встановлено, що стійкість шліфувального круга ПП 8×20×3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с при зніманні припуску величиною 0,8 мм становить $T = 2$ години (рис. 5.23), а при зніманні припуску величиною 0,2 мм – $T = 8$ годин. Установлено також, що стійкість абразивного круга ПП 8×20×3 92А 25СМ (зерна із хрому титанистого) значно вище й при зніманні припуску величиною 0,8 мм дорівнює $T = 10$ годин, а при зніманні припуску величиною 0,2 мм – $T = 40$ годин.

Таким чином, було експериментально встановлено, що, здійснюючи попередню обробку отворів за методом розточування, а остаточну обробку за

методом внутрішнього шліфування, із урахуванням оптимальних значень стійкості ріжучого і шліфувального інструментів, можна зменшити машинний час обробки одного кільця із 4,8 годин до 3 годин, тобто у 1,6 раза. При цьому, як встановлено, собівартість обробки може бути зменшена у 2,2 раза.

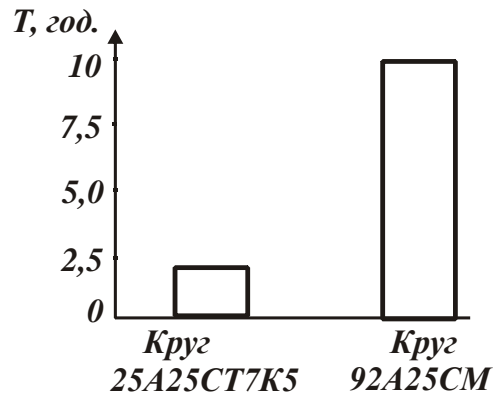


Рисунок 5.23 – Діаграма розподілу значень стійкості кругів при внутрішньому шліфуванні

Необхідно зазначити, що під час використання технології, що включає попередню обробку отворів за методом розфрезерування, досягається більший ефект, ніж під час попередньої обробки розточуванням і остаточній обробці методом внутрішнього шліфування.

5.4.3. Розроблення й упровадження ефективної технології обробки отворів у бронзових втулках

Зараз у агрегатобудуванні накопичено значний досвід механічної обробки високоточних отворів. Це стосується отворів, виконаних у деталях із різних сталей і сплавів, які характеризуються підвищеними фізико-механічними властивостями й відносяться до класу важкооброблюваних матеріалів. Так, для обробки дев'яти глухих отворів (у агрегаті "блок циліндрів", виготовленому зі сталі 7ХГ2ВМФ твердістю HRC 51 ... 56, рис. 5.24), запропоновано застосовувати метод високошвидкісного розфрезерування отворів на сучасному високооборотному верстаті зі ЧПУ мод. Рісوماх-60М.

Порівняно із існуючою технологією, яка включає розточування отворів і їх наступну абразивну обробку (хонінгування), дана технологія стабільно забезпечує відхилення від циліндричності у межах 0,01 мм (рис. 5.20), чого не досягалося раніше за діючою технологією. Крім того, як експериментально

встановлено, під час високошвидкісного розфрезерування отворів ($n = 8000$ об./хв) стабільно забезпечується шорсткість поверхні $R_a = 0,63$ мкм (рис. 5.20), до 2,5 раза збільшується продуктивність обробки й до 4 разів – стійкість твердосплавних кінцевих фрез, вилучаються припикання й інші температурні дефекти. Установлено, що зі збільшенням частоти обертання фрези в межах 1000 ... 8000 об./хв мікротвердість H_{100} обробленого отвору зменшується від 2300 до 1900 МПа. Це незначно відрізняється від вихідної мікротвердості 2450 МПа, що свідчить про перевагу при формуванні параметрів якості обробки силового фактора й незначну роль теплового фактора. Слід зазначити, що необхідність досягнення таких високих показників точності та якості оброблюваних поверхонь глухих (поршневих) отворів у агрегаті "блок циліндрів" продиктована тим, що вони обробляються під дифузійне зварювання із втулками із бронзи Бр 010С2Н3 твердістю $HV \geq 75$ (рис. 5.24). Потім, після установки бронзових втулок у поршневі отвори, здійснюється механічна обробка їхніх внутрішніх поверхонь.

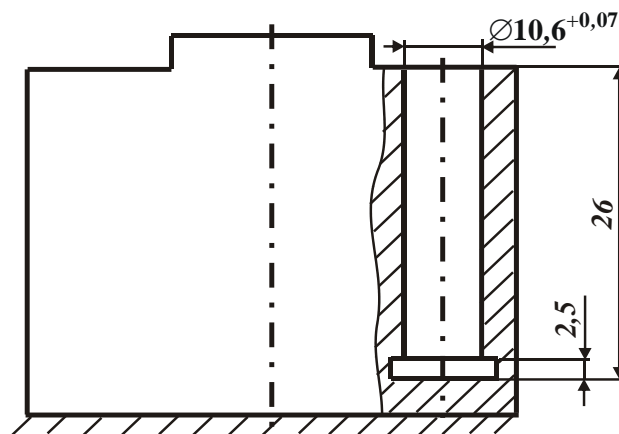


Рисунок 5.24 – Схема розташування глухого отвору у агрегаті "блок циліндрів"

До точності та шорсткості оброблюваних поверхонь бронзових втулок пред'являються високі вимоги: шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм, відхилення від циліндричності – 3 мкм, бочкоподібність – 3 мкм і різномірність 9-ти оброблених поршневих отворів – 3 мкм. Однак стабільно забезпечити ці вимоги за діючою технологією не вдається. Тому в технологічний процес обробки бронзових втулок доводиться вводити додаткові фінішні операції, що приводить до збільшення трудомісткості обробки.

Згідно із діючим технологічним процесом, початковою операцією обробки є операція розточування отвору різцем із твердого сплаву ВК8 на то-

карно-гвинторізному верстаті моделі 16K20. При цьому забезпечуються відносно низькі показники якості обробки: похибка форми обробленої поверхні в межах 10 мкм і шорсткість обробки на рівні $R_a = 2,5 \dots 1,25$ мкм. У зв'язку із цим застосовується операція рейберування з використанням рейберів – інструментів, що реалізують як обробку різанням, так і обробку металу пластичним деформуванням, тобто без утворення стружки. У результаті похибка форми оброблюваної поверхні зменшується до 3-х мкм. Однак, як показує практика, дана операція надзвичайно трудомістка, оскільки виконується за 4 достатньо тривалі проходи рейбера, що обумовлено недосконалістю початкової операції розточення отвору, що характеризується низькими показниками точності обробки. Крім того, у міру затуплення рейбера погіршується шорсткість поверхні до рівня $R_a = 0,32$ мкм. Тому остаточне формування параметрів якості обробки досягається на операції доведення текстолітовим притиранням пастою КТ (зернистістю 10/7) із гарантованим забезпеченням шорсткості поверхні $R_a = 0,16$ мкм, відхилення від циліндричності – 3 мкм, бочкоподібності – 3 мкм і різнорозмірності 9-ти оброблених поршневих отворів – 3 мкм. Разом із тим, дана операція доведення також характеризується високою трудомісткістю обробки, що вимагає пошуку нових технологічних рішень із метою зниження трудомісткості обробки отворів у бронзових втулках при одночасному забезпеченні високих показників якості й точності оброблюваних поверхонь.

Одним із таких рішень може бути застосування високошвидкісного розточування отворів, що, як показано вище, дозволяє суттєво зменшити товщину зрізу й сили різання без зниження продуктивності обробки. У зв'язку із цим проведено комплекс експериментальних досліджень процесу високошвидкісного розточування отворів у бронзових втулках. Експерименти проводилися на сучасному високооборотному оброблювальному центрі зі ЧПУ моделі Picosax-60M. Деталь була нерухлива, обертався різець. Режими різання: частота обертання $n = 8000$ об./хв; поздовжня подача $S = 0,02$ мм/об. У результаті проведених експериментів встановлено, що процес високошвидкісного розточування отворів забезпечує підвищення параметрів якості обробки: шорсткість поверхні перебуває на рівні $R_a = 0,63$ мкм, а похибки обробки – у межах $\delta = 5$ мкм (рис. 5.25). Продуктивність обробки збільшена більш ніж у 3 рази. Це дозволило зменшити трудомісткість наступної операції рейберування (рис. 5.25) більш ніж у 2 рази, оскільки необхідні параметри якості обробки (шорсткість поверхні $R_a = 0,16$ мкм, відхилення від цилін-

дричності – 3 мкм, бочкоподібність – 3 мкм і різнорозмірність 9-ти оброблених поршневих отворів – 3 мкм) формуються всього за 2 проходи рейбера (замість 4-х проходів за діючою технологією).

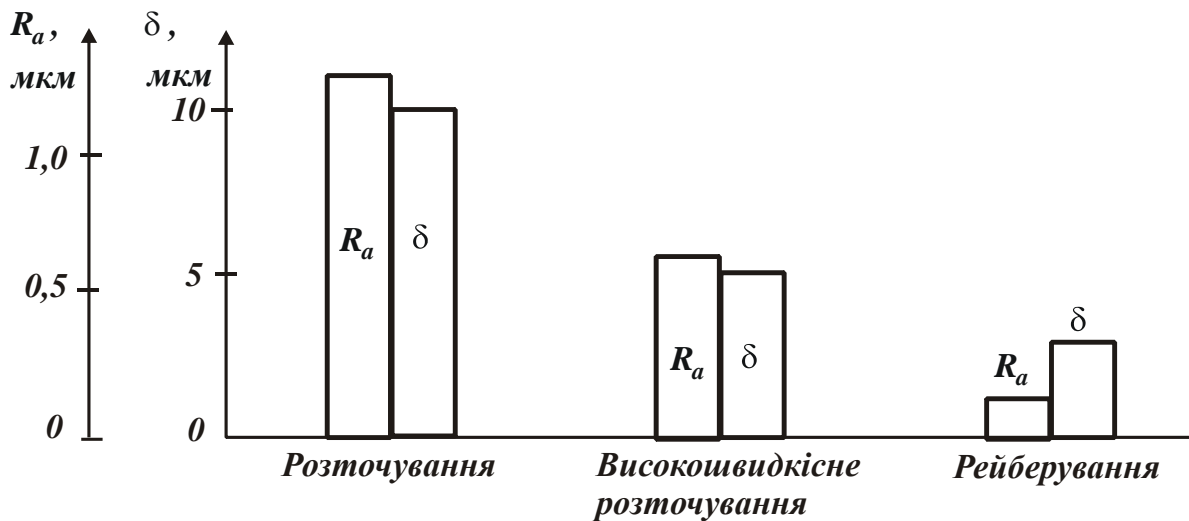


Рисунок 5.25 – Діаграма розподілу значень шорсткості поверхні R_a та похибки обробки δ після розточування, високошвидкісного розточування й рейберування отворів у бронзових втулках

Операцію рейберування здійснюють двома рейберами (рис. 5.26). Переднє рейберування із забезпеченням діаметра отвору 10,015 мм здійснюють аналогічно процесу точного зенкерування. Рейбер має 6 ріжучих кромки і знімає припуск приблизно 0,015 мм. Остаточне рейберування із забезпеченням необхідних параметрів якості обробки (діаметра отвору – 10,020 мм і шорсткості поверхні $R_a = 0,16$ мкм) здійснюють методом пластичного деформування аналогічно вигладжуванню. Припуск становить 0,0025 мм, у результаті має місце процес пластичного зміцнення оброблюваного матеріалу (бронзи Бр 010С2Н3 твердістю $HB \geq 75$).



Рисунок 5.26 – Рейбери

Рейбер виготовляють із твердого сплаву ВК8 або із матеріалу UF10 фірми TAEGUTEC. Режим обробки в умовах рейберування: частота обертання $n = 260$ об/хв; поздовжня подача $S = 0,015$ мм/об.

Як відомо, в умовах пластичного деформування матеріалу знизити силу напруженість процесу й підвищити якість обробки отворів можна шляхом зменшення інтенсивності тертя інструмента із оброблюваним матеріалом. Це досягається забезпеченням високоякісної обробки робочих поверхонь рейбера – шорсткість поверхні повинна бути на рівні $R_a = 0,08 \dots 0,04$ мкм. У зв'язку з цим проведено комплекс експериментальних досліджень процесу шліфування робочих поверхонь рейбера по визначенню оптимальних умов обробки. Експериментальні дослідження здійснювали на круглошліфувальному верстаті. Попередню обробку рейбера здійснювали алмазним кругом ПП 300×20×5×127 АС4 160/125 В2-01 4 зі зніманням припуску до 1 мм на сторону, а остаточну обробку – тим же кругом зернистістю АС4 125/100. Потім здійснювали доведення алмазною пастою АСН НОМТ 3/2 зі зніманням припуску 0,008 – 0,01 мм. При доведенні рейбер нагрівався і змінювалася його геометрія. У зв'язку з цим, при остаточній обробці рейбера застосовували алмазний круг меншої зернистості АС4 28/20, виконували знімання припуску 0,07 – 0,08 мм із частотою обертання круга 3500 об./хв і поперечною подачею – 0,01 мм/хід стола. У результаті забезпечували необхідну шорсткість обробленої поверхні рейбера $R_a = 0,08$ мкм.

Для заточування рейбера використовували ельборовий круг ПП 150×10×32 63/50 СТ2, обробку здійснювали на оптико-шліфувальному верстаті MODEL GLS-80A WASINO (Японія) зі зніманням припуску 0,2 мм. Забезпечували необхідну шорсткість поверхні $R_a = 0,05$ мкм.

Виготовлення високоточних деталей гідроапаратури вимагає застосування як високопродуктивних методів обробки, що забезпечують одержання необхідних показників точності та якості оброблюваних поверхонь, так і сучасного метрологічного забезпечення. У цьому плані ефективно застосування 3-координатної контрольно-вимірювальної машини "Wenzel". Вона забезпечує вимір геометрії заготовок із використанням спеціальних вимірювальних щупів; перетворення безперервних величин параметрів моделей, заготовок, форм та ін. у цифрові з використанням системи введення аналогової інформації з перетворенням її в числову форму; безконтактний вимір 2D деталей і 2D характеристик з використанням системи відеокамери або лазерного датчика. Застосування машини відкрило нові технологічні можливості високоякісного

виготовлення відповідальних деталей гідроапаратури, зокрема, зазначених вище втулок із бронзи Бр 010С2НЗ жорсткістю НВ ≥ 75 , які характеризуються низькою оброблюваністю різанням.

5.4.4. Розроблення та упровадження високошвидкісної обробки корпусних деталей гідроапаратури

Завдання підвищення точності й забезпечення заданої шорсткості обробки в корпусних деталях гідроапаратури залежно від стійкості різального інструменту є актуальними в технології машинобудування. Для вирішення даних завдань використовуються прогресивні високооборотні верстати із ЧПУ: PICOMAX, HERMLE, SPINNER та ін. Обробка корпусних деталей на цих верстатах ведеться на підвищених швидкостях різання ($n=4000 - 20000$ об./хв) і подачі ($S=6 \dots 30$ м/хв). Широко застосовуються прогресивні різальні інструменти фірм KORLOY, ISKAR, GUHRING, TAEGUTEC тощо, що дозволяє різко підвищити продуктивність та точність обробки за умови забезпечення високих показників шорсткості обробки.

Широко використовуються сучасні збірні твердосплавні металорізальні інструменти зі зносостійкими покриттями (виробництва компанії TaeguTec, Південна Корея) і високооборотні металорізальні верстати із ЧПУ типу "обробний центр" (виробництва компанії DOOSAN, Південна Корея) для обробки деталей машин, виготовлених із матеріалів з підвищеними фізико-механічними властивостями, тобто з важкооброблюваних матеріалів.

Розглянемо деякі приклади ефективного застосування високошвидкісної обробки корпусних деталей гідроапаратури.

1. Обробка отворів у корпусних деталях із важкооброблюваного матеріалу АЛ9 на програмних токарних верстатах – оброблювальних центрах SPINNER TC 600 і SPINNER 825. Технологічний процес обробки східчастих і різьбових отворів розробляється таким чином: центрується торець, свердлиться отвір $\varnothing 9$ мм, підрізується торець, потім зенкерується та розточується отвір, нарізується різьблення і розточуються канавки. Для цього застосовували такі параметри режимів різання: $n=2000 - 8000$ об./хв; $S=0,1 - 0,4$ мм/об. При цьому стабільно забезпечується шорсткість поверхні $R_a=1,25 - 0,32$ мкм (рис. 5.27), чого раніше, під час обробки традиційними методами, не досягалося. Ефект обробки обумовлений високими швидкостями різання й зменшенням припусків на чистових проходах завдяки використанню прогресивних конструкцій інструментів. У результаті продуктивність

обробки збільшується до 5 разів при одночасному підвищенні якості оброблюваних поверхонь.

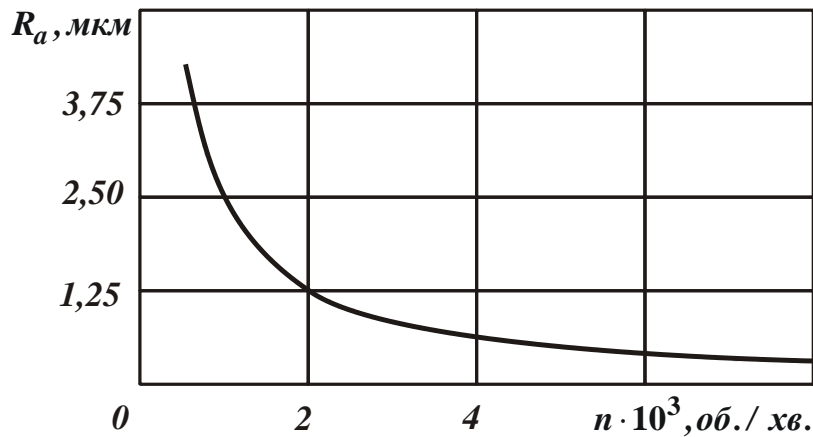


Рисунок 5.27 – Залежність параметра шорсткості поверхні R_a від n при розточуванні отвору: $S = 0,2$ мм/об.

2. Обробка кулачків об'ємної форми зі сталі 95X18-Ш твердістю HRC ≥ 56 . Вимоги до якості обробки кулачків: шорсткість поверхні $R_a = 1,25$ мкм і точність обробки на рівні $\delta = 30$ мкм (9 квалітет). Величина припуску, що знімається, – 1 мм.

Експериментально встановлено, що з використанням традиційних методів обробка кулачків була фактично неможлива, тому що даний матеріал не оброблявся різанням через малі швидкості різання й низьку стійкість інструмента. Проблему було вирішено на основі застосування оброблювального центра HERMLE C 800U. Обробку точного об'ємного контуру здійснювали фрезою $\varnothing 5$ мм із твердого сплаву H SBE 2050Q із радіусними ріжучими кромками.

На першому етапі досліджень здійснювали обробку із частотою обертання фрези $n = 2000$ об./хв (подачею $S = 40$ мм/об., глибиною різання 0,5 мм та застосуванням мастильно-охолоджувальної рідини). Була досягнута шорсткість оброблюваної поверхні $R_z = 20$ мкм (рис. 5.28) і точність обробки $\delta = 300$ мкм (у межах 12 – 14 квалітетів), що не відповідало вимогам на обробку.

На другому етапі досліджень під час обробки із частотою обертання фрези $n = 12000$ об./хв (подачею $S = 190$ мм/об., глибиною різання – 0,25 мм та застосуванням мастильно-охолоджувальної рідини) була досягнута шорсткість поверхні $R_a = 1,25$ мкм (рис. 5.28) і точність обробки на рівні $\delta = 30$ мкм (9 квалітет), що цілком відповідало вимогам на обробку. Високошвидкісне

фрезерування кулачків об'ємної форми із важкооброблюваного матеріалу дозволило вилучити із технологічного процесу малоефективну операцію шліфування. Було залишено лише операцію полірування об'ємного контуру для зниження шорсткості поверхні. У результаті досягнуто зниження трудомісткості обробки у 2 – 3 рази.

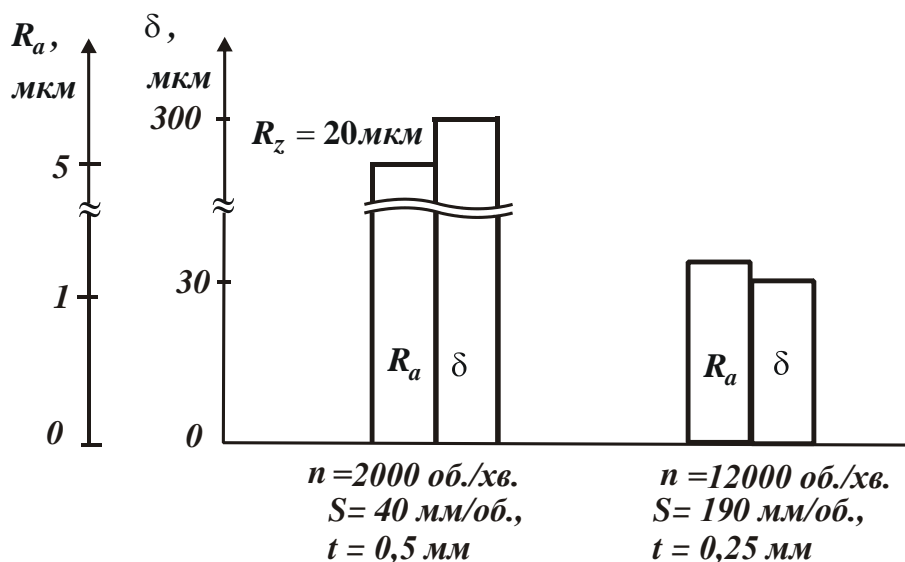


Рисунок 5.28 – Діаграма розподілу значень параметра шорсткості поверхні R_a і похибок обробки δ після фрезерування кулачків об'ємної форми

На основі отриманих результатів були розроблені та упроваджені у виробництво ефективні технології механічної обробки отворів у деталях гідроапаратури з важкооброблюваних матеріалів, що підвищують якість і продуктивність обробки.

5.4.5. Результати експериментальних випробувань на стійкість сучасних різальних інструментів та визначення їх технологічних можливостей на діючих операціях металообробки

Було проведено комплекс експериментальних випробувань на стійкість різальних інструментів виробництва фірми "Tungaloy" (Японія), які знайшли застосування на машинобудівних підприємствах. Випробовували різці, оснащені змінними мінералокерамічними пластинами, що не переточуються, зі зносостійкими покриттями, в умовах обробки зовнішніх кілець підшипників (зі сталі ШХ15СГ твердістю HRC 61 ... 63) на токарних верстатах із ЧПУ моделі SL-30. Здійснювали попереднє та остаточне розточування поверхонь бор-

тів, попереднє та остаточне підрізування торця борту та попереднє розточування доріжки кочення.

За діючою технологією обробку цих кілець використовували різальні пластини DNGA 150412 із мінералокераміки марки GC 6050 із покриттям. Обробку здійснювали із режимами різання: швидкість різання – $V = 108$ м/хв; подача – в умовах розточування бортів $S = 0,11$ мм/об. (попередня та остаточна), в умовах підрізування торця борту $S = 0,11$ мм/об. (попередня) та $S = 0,08$ мм/об. (остаточна), в умовах розточування роликів доріжки $S = 0,121$ мм/об. Випробування 8 пластин DNGA 150412 показали, що середня стійкість пластини склала 203,2 хв (середня стійкість грані пластини – 50,8 хв, а середня кількість оброблених кілець однією пластиною – 47).

Для порівняння на тих же режимах різання проведено випробування стійкості ромбічних пластин DNGA 150412 із кераміки марки LX11 із покриттям виробництва фірми "Tungaloy". У результаті встановлено, що середня стійкість пластини склала 3344 хв (відповідно середня стійкість грані пластини – 836 хв). Отже, стійкість пластин виробництва фірми "Tungaloy" на 43,88 % вище стійкості пластин, які застосовували за діючою технологією на аналізованій операції. При цьому зношення ріжучої кромки відбулося по передній поверхні і становило від 0,2 мм до 0,8 мм у пластин виробництва фірми "Tungaloy" і від 0,3 мм до 1,5 мм у пластин, які застосовували за діючою технологією на аналізованій операції. Зі сказаного випливає перспективність застосування із точки зору зниження витрат на інструмент пропонованих ріжучих пластин.

Також проведено оцінювання можливостей використання змінних ріжучих пластин SNMG 120412 зі стружколом ТН із сплаву Т9015 виробництва фірми "Tungaloy" на операції розточування муфт (для насосокомпресорних труб типу НКГ 73 зі сталі груп міцності К, Е за ДСТ 633-8-22). Обробку здійснювали із охолодженням емульсією та із режимом різання: частота обертання деталі – 550 ... 580 об./хв; подача – 0,35 мм/об. Пластини у інструменті встановлювали таким чином. На один супорт верстата встановлювали дослідну пластину, а на інший – серійну: SNMG 120412, сплав 4225. За стійкість однієї кромки пластини приймали кількість оброблених і визнаних придатними муфт. Пластина SNMG має 8 ріжучих кромки. У результаті випробувань встановлено, що стійкість пластин SNMG 120412 ТН зі сплаву Т9015 виробництва фірми "Tungaloy" у 2 рази вище, ніж пластин, які використовували за діючою технологією на підприємстві. Стійкості однієї кромки пластини виробництва фірми "Tungaloy" достатньо для обробки у середньому 160 муфт. При цьому зношення ріжучої кромки відбувається рівномірно без утворення відколів.

Проведено випробування на стійкість інструментів виробництва фірми "Tungaloy" і на інших технологічних операціях, включаючи операції точіння, свердління, фрезерування деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів. Так, в умовах зовнішнього точіння (без ударів) робочих ступенів коліс насосів корозійностійкого виконання (матеріал деталі Х11Н8Д5-Пр) стійкість пластини CNMG 120408-CA АН120 була у 1,5 рази більшою порівняно із пластиною CNMG 120408-MF, яку традиційно використовували. Вартість її, навпаки, у 1,6 разів була меншою. Отже, застосування пластини із сплаву АН120 є економічно доцільним. Ефект від запровадження нового інструменту в умовах обробки робочих щаблів коліс насосів склав понад 250 тис. грн. за рік.

Проведено випробування на стійкість інструменту TDX280L056W32-2 фірми "Tungaloy" на операції свердління отвору діаметром 27 мм у деталі, виготовленій зі сталі 3. Встановлено, що застосування цього інструменту дозволило у 2,1 рази підвищити продуктивність обробки порівняно із традиційним інструментом TAFS2700F32 виробництва фірми "Mitsubishi". Таким чином, поява на ринку сучасних різальних інструментів відкриває нові технологічні можливості підвищення продуктивності та якості обробки.

Висновки

1. Підвищення точності та продуктивності обробки є найважливішою умовою вдосконалення операцій фінішної обробки високоточних виробів. Ця проблема у даний час успішно вирішується застосуванням сучасних метало-різальних верстатів із ЧПУ та інструментів, що мають високі технологічні можливості. Це відноситься до лезової та абразивної обробки. Разом із тим, під час використання нових металообробних верстатів та різальних інструментів важливо правильно визначити оптимальні умови обробки, які максимально використовують їх потенційні можливості. У зв'язку з цим, актуальні питання обґрунтування технологічних закономірностей формування точності та якості оброблюваних поверхонь і підвищення продуктивності обробки. Незважаючи на велику кількість опублікованих робіт у цьому напрямі, це питання повною мірою не вирішене. Це вимагає розроблення нових теоретичних підходів до виявлення та обґрунтування технологічних можливостей підвищення точності, якості та продуктивності на операціях фінішної механічної обробки.

2. У роботі показано, що основною умовою підвищення точності обробки слід розглядати зменшення пружних переміщень, що виникають у техно-

логічній системі, шляхом зменшення радіальної складової сили різання. Це досягається збільшенням швидкості різання за умови одночасного зменшення товщини або ширини зрізу та заданої продуктивності обробки. Отже, досягти суттєвого підвищення точності обробки можна у результаті переходу до високошвидкісного різання. Цим визначається ефективність застосування на практиці сучасних різальних лезових алмазних, твердосплавних і керамічних інструментів зі зносостійкими покриттями на різних технологічних операціях лезової обробки (точінні, розточуванні, фрезеруванні, обробці отворів та ін.), які дозволяють обробку здійснювати в умовах високошвидкісного різання.

3. Аналітично описано параметри точності розміру і форми оброблюваного отвору під час його розсвердлювання і розточування. Обґрунтовано закономірності формування похибок обробки отворів в умовах багатопрхідного знімання припуску для різних методів обробки. Встановлено, що зі збільшенням кількості проходів інструменту неспіввісність оброблюваного отвору зменшується за геометричною прогресією, а похибка розміру обробки, навпаки, збільшується. Виходячи із цього, доведено доцільність знімання припуску під час розточування за кілька проходів інструменту. Виявлено особливості утворення похибок обробки в умовах розточування та розсвердлювання отворів.

4. Розроблено уточнену математичну модель визначення пружних переміщень, які виникають у технологічній системі під час механічної обробки, у якій на відміну від існуючих математичних моделей узагальнено аналітичне описання пружного переміщення під час шліфування та лезової обробки. Це дозволило встановити, що найменші пружні переміщення можна забезпечити під час шліфування шляхом суттєвого перевищення швидкістю круга швидкості різання під час лезової обробки. Однак при цьому енергоємність обробки значно більше (до 10 разів), ніж під час лезової обробки, що обмежує технологічні можливості шліфування. Виходячи із цього, на фінішних операціях ефективно використовувати технології лезової обробки, особливо, технології високошвидкісного різання, які з кінематичної точки зору не поступаються шліфуванню та одночасно забезпечують зниження пружних переміщень, енергоємності та підвищення точності й продуктивності обробки.

5. На основі розробленої математичної моделі управління пружними переміщеннями під час механічної обробки показано, що з точки зору підвищення продуктивності та точності розміру обробки під час точіння із відносно низькою жорсткістю технологічної системи доцільно зняття припуску здійснювати за один прохід інструменту або використовувати пружну схему шліфування із фіксованим радіальним зусиллям. Для досягнення високої точ-

ності форми оброблюваної поверхні та підвищення продуктивності обробки необхідно зняття припуску здійснювати за схемами багатопрохідної обробки абразивними та лезовими інструментами.

6. Теоретично визначено умови підвищення точності обробки отворів за умов використання мірних та немірних лезових інструментів, а також під час шліфування. Показано, що під час обробки отворів із нерівномірним припуском осьовими багатолезовими інструментами утворюються пружні переміщення, що знижують точність обробки. Тому обробку отворів у кілька проходів доцільно здійснювати свердлами із різними діаметрами, збільшуючи діаметр від проходу до проходу. Показано, що основним параметром, що визначає похибку обробки, є неспіввісність осьового інструменту й оброблюваного отвору, яку важко усунути на наступних переходах зенкерування, розвертання й хонінгування. Теоретично встановлено, що в умовах обробки отворів немірними інструментами (шліфуванні, розточуванні й фрезеруванні) завдяки розбиванню припуску за проходами з'являється можливість суттєвого зменшення похибок за умов дотримання однакової продуктивності обробки. Наприклад, в умовах розточування, набагато простіше забезпечити необхідну точність, ніж в умовах обробки осьовими інструментами. Для цього необхідно збільшувати швидкість різання й зменшувати подачу та глибину різання, а також застосовувати високоефективні різальні інструменти, у тому числі із синтетичних надтвердих матеріалів. В умовах розфрезування отворів можна досягти ще більшого підвищення точності їх обробки. Це дозволяє розглядати його одним із найбільш ефективних методів обробки високоточних отворів в умовах знімання нерівномірного припуску. Показано, що основною умовою високоточної обробки в умовах внутрішнього шліфування є зниження енергоємності обробки шляхом зменшення інтенсивності тертя в зоні різання.

7. Розроблено прогресивний спосіб розсвердлювання отвору, за яким свердло приводять в обертальний та поступальний рухи, а обробку здійснюють за декілька проходів свердла, збільшуючи його діаметр із кожним наступним проходом. Попередньо перед першим проходом свердла вимірюють відстань між центрами свердла та оброблюваного отвору в деталі, виділеної з партії оброблюваних деталей, та вимірюють відхилення свердла від своєї осі після першого його проходу. Після цього розсвердлювання отворів партії деталей здійснюють відповідно з подачею, кількістю проходів та з різними діаметрами свердел на кожному проході, які визначаються за певними залежностями. На останньому проході діаметр свердла приймають рівним заданому діаметру оброблюваного отвору.

8. На основі проведеного теоретичного аналізу умов підвищення точності та продуктивності обробки на операції зубошліфування зубчастих коліс показано доцільність застосування зубошліфування за методом профільного копіювання. Ефект обробки обумовлено реалізацією схеми виходжування, що забезпечує суттєве зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, через нерівномірність припуску, що знімається. При цьому знімання основної частини припуску здійснюється в умовах високопродуктивного глибинного шліфування. Для реалізації зубошліфування за методом профільного копіювання отримано аналітичну залежність для визначення поперечної подачі за проходами круга із урахуванням пружного переміщення, що виникає на кожному попередньому проході. Застосування цієї залежності дозволяє досягти високої продуктивності обробки із забезпеченням необхідної точності. Встановлено також, що підвищити точність та продуктивність обробки під час зубошліфування за методом обкатування можна збільшенням уточнення на проході круга шляхом зменшення умовного напруження різання. Це досягається використанням високопористих абразивних кругів, що забезпечують зниження інтенсивності тертя у зоні різання завдяки їх високій ріжучій здатності.

9. У роботі на основі розробленої методики визначення раціональних умов виготовлення високоточних виробів на металорізальних верстатах із числовим програмним управлінням типу "обробний центр" наведено конкретні приклади обробки високоточних деталей із застосуванням сучасного металорізального обладнання та різальних інструментів, що забезпечують високі показники точності, якості та продуктивності обробки. Так, отримані результати експериментальних досліджень процесу фрезерування кінцевою фрезою отворів у деталях із загартованих сталей (сталі 7ХГ2ВМФ) твердістю HRC 51 ... 56 на сучасному високооборотному верстаті із ЧПУ моделі PicoMax 60 показали на можливість підвищення точності, якості та продуктивності обробки шляхом переходу до високошвидкісного фрезерування. Це, за суттю, є новим напрямом механічної обробки і дозволяє із високою ефективністю замінити технологію обробки глухих отворів, що традиційно застосовують у виробництві та включає операції розточування із подальшим хонінгуванням. Також встановлено, що результати експериментальних досліджень високошвидкісного фрезерування узгоджуються із теоретичними результатами. Це дозволяє використовувати розроблену методику визначення раціональних умов виготовлення високоточних виробів на металорізальних верстатах із числовим програмним управлінням типу "обробний центр" в умовах механічної обробки деталей, до яких пред'являються підвищені вимоги за точністю та якістю обробки.

Розділ 6

Механічні процеси під час алмазного шліфування та теоретичне обґрунтування умов підвищення продуктивності та якості обробки

6.1. Значення застосування абразивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів у промисловому виробництві

Широке освоєння промисловістю виробництва синтетичних алмазів та інших надтвердих матеріалів стало одним із основних чинників прискорення науково-технічного прогресу у промисловості. Зараз неможливо уявити розвиток будь-якої галузі промисловості без застосування абразивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів. Завдяки своїм неперевершеним фізико-механічним і різальним характеристикам абразивні інструменти із синтетичних надтвердих матеріалів успішно використовують під час обробки різноманітних матеріалів, починаючи із пластичної міді та закінчуючи найміцнішим із матеріалів, що зустрічаються у природі, – алмазом, обробка якого звичайним абразивним інструментом пов'язана зі значними труднощами. Особливо ефективним є застосування цих інструментів під час шліфування таких важкообробних матеріалів, як тверді сплави та високоміцні сталі, зносостійкі наплавлення та покриття, алмази, високотверді кераміки та ферити, технічне скло, кришталь тощо, які широко використовують в інструментальному виробництві та гірничорудній промисловості, металургії та інших галузях.

Традиційно основним споживачем шліфувальних кругів із синтетичних надтвердих матеріалів (особливо алмазних кругів) у металообробці є інструментальне виробництво, що вимагає високоякісної обробки твердосплавних, швидкорізальних та алмазних однолезових та багатолезових інструментів на операціях круглого зовнішнього та внутрішнього, плоского шліфування, а також на операціях заточування інструментів. Завдяки високій гостроті та зносостійкості ріжучих кромки алмазних зерен круга досягається зниження силової та теплової напруженостей процесу різання, підвищення якості та продуктивності обробки. Причому, обробку, наприклад, твердих сплавів можна здійснювати на операціях як остаточного, так і попереднього алмазного шліфування, вилучаючи із технологічного процесу операції шліфування

звичайними абразивними кругами, які характеризуються відносно низькими показниками якості та точності оброблюваних поверхонь. Зараз накопичено значний досвід практичного використання алмазного шліфування у промисловому виробництві. Однак із появою нових важкооброблюваних матеріалів виникають проблеми підвищення продуктивності та якості їх обробки. Тому важливим і актуальним завданням є подальше визначення найбільш ефективних умов підвищення техніко-економічних показників алмазного шліфування та його застосування у виробництві.

У численних дослідженнях, присвячених вирішенню завдань із підвищення продуктивності й якості обробки та зниження зношування алмазного круга під час шліфування, визначено раціональні параметри обробки та характеристики алмазних кругів для конкретних оброблюваних матеріалів. Це дозволило вирішити важливі практичні завдання обробки різних металевих та неметалічних матеріалів підвищеної твердості. Однак, отримані результати справедливі, в основному, для окремих випадків обробки, оскільки засновані на експериментальних дослідженнях процесів алмазного шліфування. У зв'язку із цим, важливо встановити більш загальні теоретичні рішення, що охоплюють широкі діапазони змін основних параметрів алмазного шліфування та дозволяють розширити його технологічні можливості в умовах практичного використання на операціях металообробки. Для цього, перш за все, слід провести аналіз існуючих теоретичних підходів до математичного моделювання та оптимізації параметрів процесу алмазного шліфування, на основі яких можна науково обґрунтовано підійти до вирішення поставлених завдань.

6.2. Аналіз теоретичних підходів до математичного моделювання параметрів процесу шліфування

Шліфування – надзвичайно складний та багаточинниковий процес механічної обробки, тому завдання визначення оптимальних умов шліфування має важливе практичне значення. Зараз існують різні підходи до оптимізації параметрів процесу шліфування.

Основний підхід полягає у використанні нормативів режимів шліфування, тобто у використанні практичних рекомендацій відносно вибору раціональних параметрів режимів шліфування (залежно від характеристик круга та оброблюваної заготовки), встановлених експериментальним шляхом для різних видів шліфування. Існують три варіанти нормативів режимів шліфування,

поданих у вигляді таблиць, емпіричних залежностей та автоматизованих систем розрахунку режимів шліфування, реалізованих на електронно-обчислювальних машинах. Найбільше застосування на практиці отримав табличний варіант, який широко використовують для визначення параметрів режимів шліфування і норм часу операцій шліфування.

Однак, нормативи режимів шліфування розроблено для операцій шліфування звичайними абразивними кругами. Для операцій шліфування кругами із алмазів та інших синтетичних надтвердих матеріалів нормативи режимів шліфування не розроблено. Існують лише окремі часткові рекомендації (встановлені експериментальним шляхом) для цілком конкретних умов обробки, які є у довідковій та науково-технічній літературі. Очевидно, це значно звужує можливості ефективного використання кругів із синтетичних надтвердих матеріалів.

У теорії шліфування існують аналітичні підходи до оптимізації параметрів процесу шліфування. Заслуговує на увагу підхід, запропонований професором Лур'є Г.Б. [56, 57]. Він зводиться до визначення основного часу шліфування для різних технічних обмежень обробки, обумовлених параметрами якості та точності оброблюваних поверхонь. Так, згідно із цим підходом, вимоги щодо точності оброблюваних поверхонь під час проектування циклу зовнішнього круглого шліфування необхідно виконувати на етапі виходжування (за відключеною поперечною подачею верстата). Час на виходжування $\tau_{вих}$ визначають за залежністю:

$$\tau_{вих} = \frac{\pi \cdot d_{дет} \cdot L_{дет} \cdot \ln \frac{Q_{num}}{Q'_{num}}}{k \cdot c}, \quad (6.1)$$

де Q_{num} , Q'_{num} – питома знімання металу, відповідно, на початку та в кінці виходжування, мм²/хв;

k – ріжуча здатність круга, мм³/(хв·Н);

c – жорсткість технологічної системи, Н/мм.

Час шліфування, протягом якого вихідні похибки геометричної форми τ_{Δ} можна зменшити та довести до заданого технічними умовами значення Δ_k , визначають за залежністю:

$$\tau_{\Delta} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot L_{дет} \cdot \ln \frac{\Delta_0}{\Delta_k}}{k \cdot c}, \quad (6.2)$$

де $D_{дет}$ – діаметр оброблюваної деталі, мм;

$L_{дет}$ – довжина оброблюваної деталі, мм;

Δ_0 / Δ_k – відношення між однойменними похибками геометричної форми, відповідно, до та після шліфування.

Встановлено, що для раціонального використання шліфувального верстата необхідно спільно вирішити чотири рівняння (які наведено нижче) та порівняти час обробки із урахуванням основних обмежувальних чинників та умов здійснення процесу:

1. За точністю обробки та жорсткістю технологічної системи. Основний час із урахуванням вимог за точністю, жорсткістю системи та основних умов обробки визначається:

$$\tau_1 \approx \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot L_{дет}}{k \cdot c} \cdot \ln \frac{\Delta_0}{\Delta_k}. \quad (6.3)$$

Графічно можна вирішити рівняння за номограмою для визначення основного часу (на 100 мм довжини обробки) в умовах круглого зовнішнього шліфування із поздовжньою подачею за обмеженням: точність обробки та жорсткість системи (номограма 1, рис. 6.1).

2. За стійкістю шліфувального круга. Основний час із урахуванням обмеження за стійкістю круга визначається:

$$\tau_2 \approx \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot L_{дет} \cdot \Pi \cdot T^{0,5}}{B_{кр}}, \quad (6.4)$$

де Π – припуск на обробку, мм;

$B_{кр}$ – висота шліфувального круга, мм;

T – стійкість шліфувального круга, хв.

Графічно вирішити це рівняння можна за номограмою для визначення основного часу (на 100 мм довжини обробки) в умовах круглого зовнішнього шліфування із поздовжньою подачею за обмеженням: стійкість круга (номограма 2, рис. 6.1).

3. За потужністю приводу круга. Основний час із урахуванням обмеження за потужністю визначається:

$$\tau_3 \approx \frac{\pi \cdot d_{дет} \cdot L_{дет} \cdot \Pi \cdot B_{кр}^{0,43}}{N^{1,43}}, \quad (6.5)$$

де N – потужність приводу круга, Вт.

Графічно вирішити це рівняння можна за номограмою для визначення основного часу (на 100 мм довжини обробки) в умовах круглого зовнішнього шліфування із поздовжньою подачею за обмеженням: потужність приводу (номограма 3, рис. 6.1).

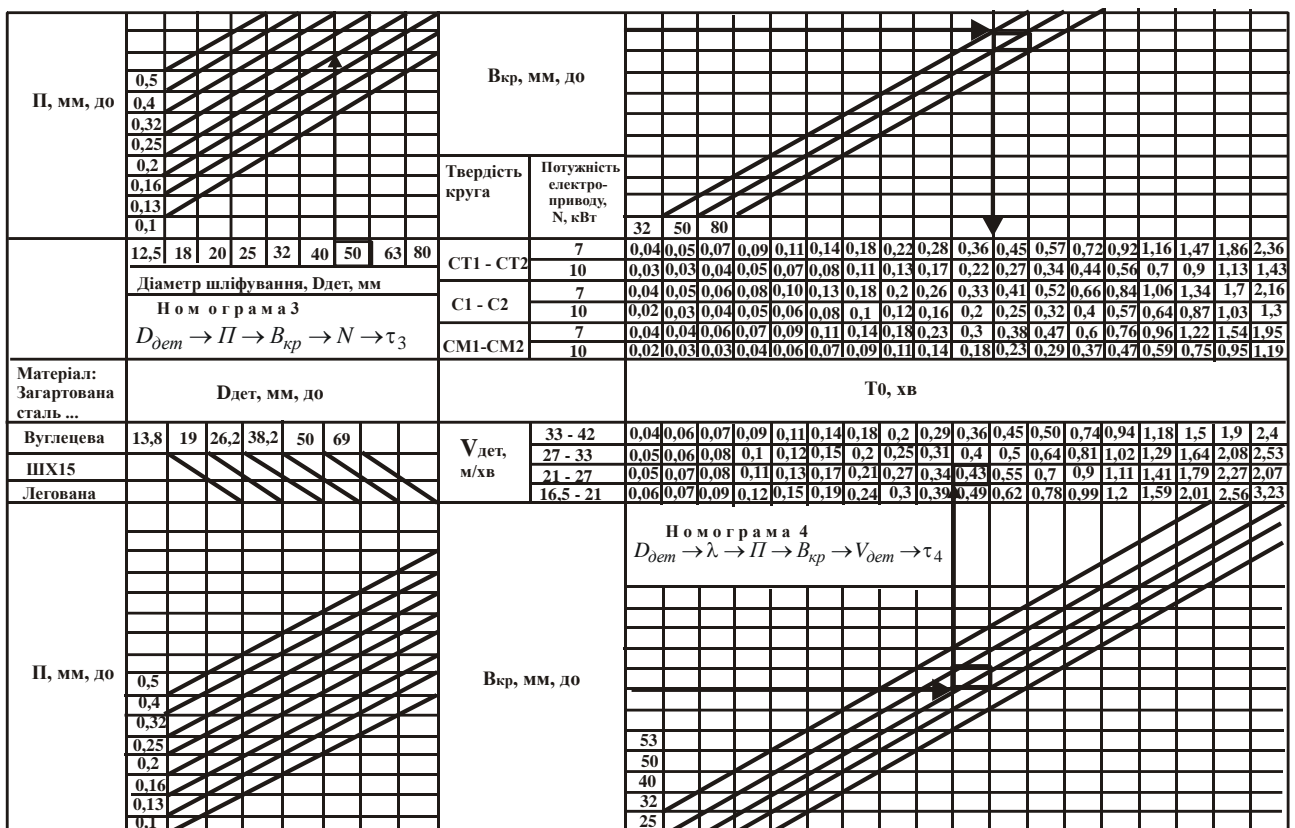
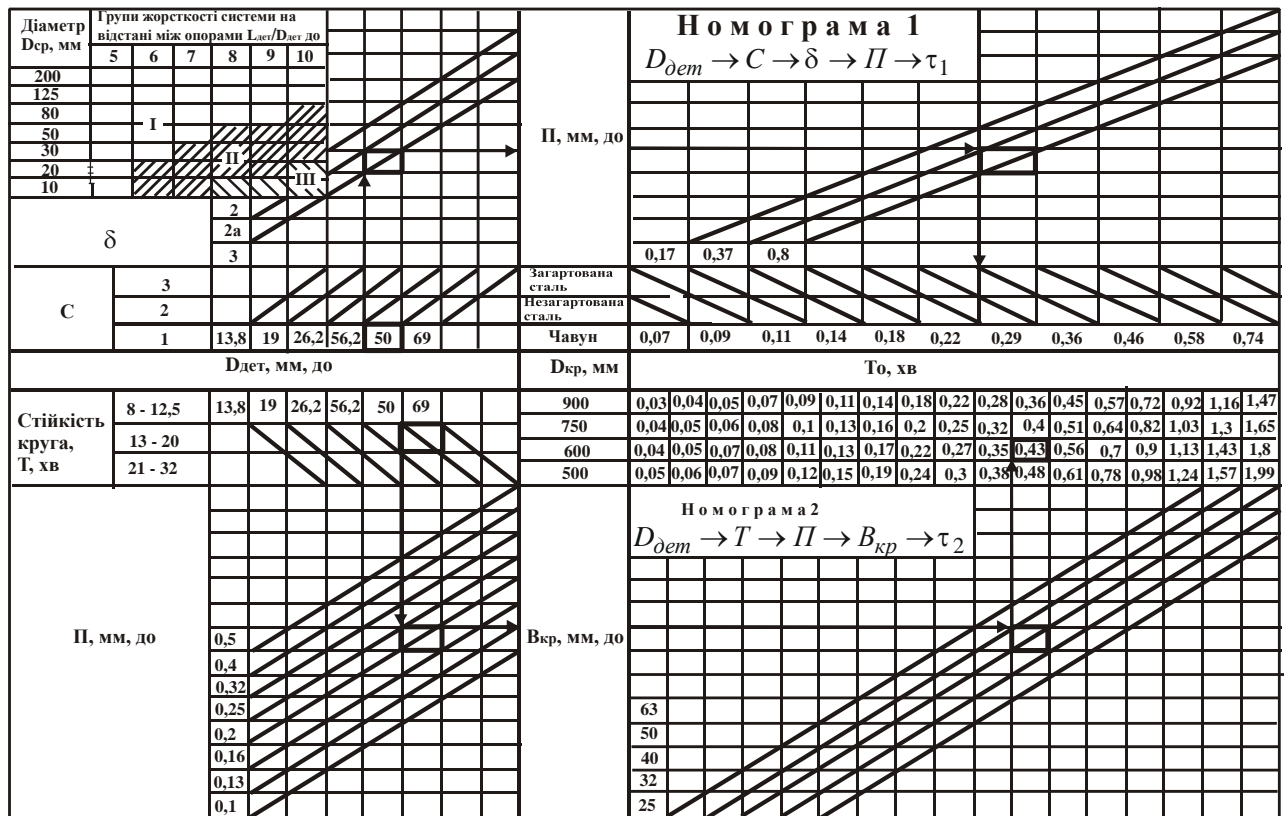


Рисунок 6.1 – Номаграми для визначення основного часу (на 100 мм довжини обробки) в умовах круглого зовнішнього шліфування із поздовжньою подачею

4. Для загартованих сталей необхідно також здійснити перевірку відсутності припикань. Основний час із урахуванням відсутності припикань визначається (наближений розрахунок):

$$\tau_4 \approx \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot L_{дет} \cdot \Pi}{\lambda \cdot B_{кр} \cdot V_{дет}^{0,4}}, \quad (6.6)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного металу;

$V_{дет}$ – окружна швидкість оброблюваної деталі.

Це рівняння графічно вирішують за номограмою для визначення основного часу (на 100 мм довжини обробки) під час круглого зовнішнього шліфування із поздовжньою подачею із урахуванням обмеження, що вилучає припикання на оброблюваній поверхні (номограма 4, рис. 6.1).

Порівнюючи час обробки за всіма 4 номограмами, можна встановити технологічні чинники, які обмежують рівень режиму шліфування, і забезпечити активне управління процесом шліфування, домагаючись підвищення продуктивності за умови дотримання заданої якості обробки. Накопичені експериментальні дані на основі цієї методики нормування за допомогою електронно-обчислювальної машини дозволяють розрахувати параметри режиму обробки і норми часу для всіх видів шліфування та створити технологічні основи адаптивного управління роботою шліфувальних верстатів.

Основний недолік розглянутого підходу полягає у тому, що наведені аналітичні залежності містять параметр, що характеризує різальну здатність круга, який необхідно встановлювати експериментальним шляхом. Цей параметр комплексно оцінює різальну спроможність круга. Однак він аналітично не пов'язаний із параметрами режиму шліфування та характеристиками круга, що не дозволяє розкрити фізичну сутність впливу різних параметрів робочої поверхні круга (особливо параметрів різального рельєфу алмазного круга) на вихідні технологічні показники обробки, а це суттєво обмежує можливості пошуку оптимальних параметрів операцій шліфування.

Цей недолік можна віднести і до інших теоретичних підходів, пов'язаних із оптимізацією параметрів операцій шліфування. Наприклад, у роботі [60] професором Масловим Є. М. вперше отримано розрахункову залежність для визначення основного параметра шліфування – середньої товщини зрізу:

$$a_z = \frac{V_{дет}}{60 \cdot V_{кр}} \cdot \left[\frac{(D_{кр} + D_{дет}) \cdot t_{\phi}}{D_{кр} \cdot D_{дет}} \right]^{0,5} \cdot l_{\phi} \cdot k_{нозд}, \quad (6.7)$$

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

$D_{дет}$, $D_{кр}$ – відповідно, діаметри деталі та круга, мм;

$l_{ф}$ – фактична відстань між абразивними зернами, мм;

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

t – номінальна глибина шліфування, мм;

n – кількість поздовжніх ходів столу верстата до стабілізації утворення мікропрофілю обробленої поверхні;

$k_{нозд}$ – коефіцієнт, що враховує вплив поздовжньої подачі на об'єм матеріалу, що знімається.

Поряд із відомими параметрами $V_{дет}$, $V_{кр}$, $D_{дет}$, $D_{кр}$, t , залежність (6.7) містить невизначені параметри $l_{ф}$, n і $k_{нозд}$, які необхідно встановити експериментальним шляхом для кожного режиму шліфування та кожної характеристики круга. Це обмежує можливості використання залежності (6.7).

У загальному випадку залежність (6.7) дозволяє визначити основні тенденції зменшення середньої товщини зрізу a_z і, виходячи із цього, визначити найбільш перспективні умови підвищення ефективності шліфування. Як видно, вони полягають у зменшенні параметрів $V_{дет}$, $t_{ф}$, $l_{ф}$ та збільшенні $V_{кр}$.

Разом із тим, залежність (6.7) містить лише один параметр робочої поверхні круга – відстань між абразивними зернами $l_{ф}$. При цьому відсутні параметри, що характеризують висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга, величини зношування зерен (що визначають ступінь затуплення круга) та інші параметри. Отже, для більш повного уявлення відносно технологічних можливостей процесу шліфування необхідно мати більш повні функціональні зв'язки між параметрами режиму шліфування, характеристиками круга і оброблюваної заготовки та технологічними показниками обробки.

Найважливішою вимогою до встановлення цих функціональних зв'язків слід розглядати застосування статистико-імовірнісних методів описання параметрів робочої поверхні круга та характеру участі різальних зерен у зніманні оброблюваного матеріалу та формоутворенні поверхонь під час шліфування. Цим пояснюється той факт, що новий етап у розвитку теорії шліфування (1970-і ... 1990-і роки) характеризується широким застосуванням методів теорії імовірності під час оптимізації параметрів операцій шліфування [18, 46, 65, 94, 97, 152]. Особливо це стосується вивчення процесів алмазного шліфування, де в основу покладено дослідження параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга та їх зв'язку із технологічними показниками шліфу-

вання [5, 6, 8, 23, 31, 36, 67, 96, 109, 124, 125, 134, 141]. Використання цього підходу дозволило отримати низку важливих рішень. Наприклад, у роботі [14] встановлено визначальну роль висоти виступання різальних зерен над рівнем металевої зв'язки алмазного круга у формуванні основних показників шліфування (рис. 6.2).

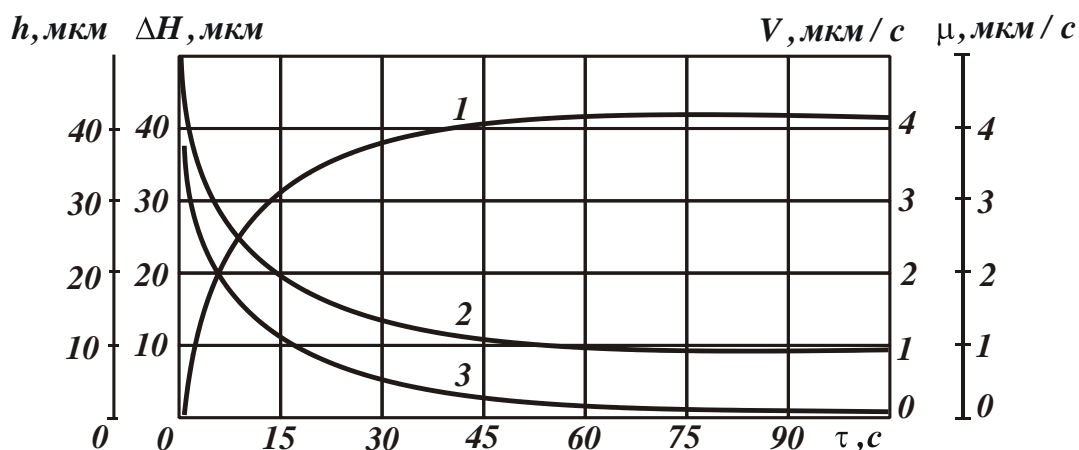


Рисунок 6.2 – Вплив тривалості обробки на зношування алмазного круга (1), висоту зерен (2), швидкість зношування алмазного круга та швидкість зниження висоти зерен (3) у перехідній фазі шліфування АСПК:

$$V_{кр} = 20 \text{ м/с}; P_n = 3,0 \text{ МПа}$$

Необхідно зазначити, що реалізація цих умов шліфування стала можливою завдяки застосуванню ефективного методу автономного електрохімічного правлення алмазного круга під час обробки металевих і неметалевих матеріалів (синтетичних надтвердих матеріалів, які використовують у різучих лезових інструментах). Разом із тим, зазначену (виключно важливу закономірність процесу алмазного шліфування) не вдалося повною мірою аналітично описати та розробити на її основі алгоритм розрахунку оптимальних параметрів операцій алмазного шліфування.

Для аналізу теоретичних підходів до математичного моделювання та оптимізації параметрів операцій шліфування слід розглянути класичний підхід, який широко використовують під час створення автоматизованих систем проектування технологічних процесів шліфування. У якості цільової функції використовують собівартість операції $C_{оп}$, яка враховує статті витрат, що залежать від режиму шліфування: трудові витрати (зумовлені експлуатацією обладнання) та витрати на придбання та експлуатацію абразивного (алмазно-

го) інструменту, що приходяться на обробку однієї заготовки. У якості обмеження на операціях попереднього шліфування використовують температуру різання та обмеження, що визначаються характеристиками шліфувального верстата. На операціях остаточного шліфування використовують технічні обмеження відносно точності та якості шліфованих заготовок.

Математична модель визначення оптимальних параметрів режимів попереднього шліфування описується наступною системою рівнянь [98]:

$$\frac{C_m \cdot \Pi \cdot L_x \cdot K}{S_h \cdot V_s} + \frac{(C_{кр} + C_{зам}) \cdot W_3 \cdot \delta(S_h, V_s, V_{кр})}{W_{кр}} = C_{он} \rightarrow \min ;$$

$$\frac{0,7 \cdot V_{кр}}{\lambda_3} \cdot \left(\frac{S_h \cdot V_s \cdot b_k}{C_h \cdot B_{кр} \cdot V_{кр}} + p_2 \right) \cdot \sqrt{\frac{a_3 \cdot l_k}{\pi \cdot V_s}} \leq \theta_{крит} ; \quad (6.8)$$

$$S_{hmin} \leq S_h \leq S_{hmax} ; \quad V_{smin} \leq V_s \leq V_{smax} ; \quad V_{крmin} \leq V_{кр} \leq V_{крmax} ,$$

де C_m – вартість верстато-хвилини роботи обладнання;

Π – припуск на обробку;

L_x – довжина ходу стола верстату;

K – поправочний коефіцієнт, що враховує зношення круга та процес виходжування;

$C_{кр}$ – ціна шліфувального круга;

$C_{зам}$ – вартість заміни круга;

W_3 – об'єм металу, що знімається із оброблюваної поверхні заготовки;

$W_{кр}$ – об'єм зношеної частини шліфувального круга;

$V_{кр}$ – швидкість шліфувального круга;

V_s – швидкість подачі;

S_h – подача на глибину;

λ_3 – коефіцієнт теплопровідності заготовки;

b_k, l_k – відповідно, ширина та довжина зони контакту;

C_h – коефіцієнт, що характеризує вплив тиску на товщину шару, що зрізається робочою поверхнею круга;

$B_{кр}$ – ширина робочої поверхні круга;

a_3 – коефіцієнт температуропровідності заготовки;

p_2 – контактний тиск, перевищення якого приводить до інтенсивного різання абразивними зернами круга;

$\theta_{крит}$ – критична температура шліфування.

Як видно, система рівнянь містить низку параметрів, які можна встановити експериментальним шляхом. Це суттєво обмежує можливості визначення параметрів режиму шліфування. Отримані таким чином рішення справедливі лише для окремих умов обробки.

6.3. Аналіз існуючих теоретичних підходів до математичного моделювання та оптимізації параметрів алмазного шліфування

Важливі результати теоретичних досліджень процесу алмазного шліфування отримано у роботах Байкалова А. К. [5, 6]. Ним розроблено кінематичну та динамічну математичні моделі формування параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга у процесі шліфування. Встановлено зв'язок параметрів різального рельєфу алмазного круга із геометричними параметрами зрізів окремими зернами круга, що має важливе наукове значення. Однак, розроблені математичні моделі справедливі для звичайного алмазного шліфування, тобто шліфування алмазними кругами, що працюють у режимі самозаточування.

Питанням математичного моделювання та оптимізації параметрів процесу алмазного шліфування присвячено також численні роботи вчених Інституту надтвердих матеріалів імені В. М. Бакуля НАН України [36, 43, 51, 67, 101, 116, 124, 125, 154]. Однак, вони більшою мірою спрямовані на пошук оптимальних умов звичайного алмазного шліфування, що не вимагає введення в зону різання або автономно додаткової електричної енергії для підтримки у процесі шліфування високої різальної здатності алмазного круга на металевій зв'язці.

Важливі результати математичного моделювання та оптимізації параметрів алмазно-іскрового шліфування отримано на кафедрі різання матеріалів Національного технічного університету "ХПІ". Особливо слід виділити роботи Беззубенко М. К., Іванова М. П., Кобзаря Л. Є. та Сальтевського І. С. [4, 28, 29], у яких розкрито фізичну сутність алмазно-іскрового шліфування та сформульовано принциповий підхід до моделювання та оптимізації параметрів зазначеного процесу, що враховує у взаємозв'язку механічні та електричні параметри обробки (рис. 6.3). Однак даний підхід, за своєю суттю, є розрахунково-експериментальним, тому дозволяє обґрунтовано здійснювати вибір оптимальних параметрів обробки лише для цілком конкретних умов шліфування.

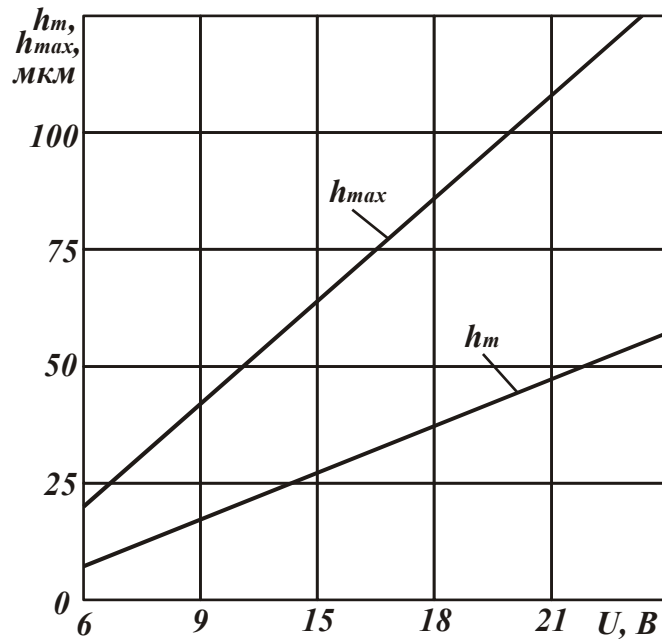


Рисунок 6.3 – Залежності модальної h_m та максимальної h_{max} висот виступання зерен алмазного круга від напруги U

Теоретичні підходи до математичного моделювання та оптимізації параметрів алмазно-іскрового шліфування розроблено у роботах професора Беззубенко М. К. [8], професора Узуняна М. Д. [141], професора Матюхи П. Г. [64, 65] та інших дослідників. Застосування цих підходів дозволило більш поглиблено розкрити фізичну сутність алмазно-іскрового шліфування, виявити основні фізичні чинники, що визначають ефективність даного методу шліфування. На основі виконаної оптимізації параметрів процесу доведено перспективність застосування схем подвійного швидкісного та глибинного шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках за умови введення у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів [8] (рис. 6.4).

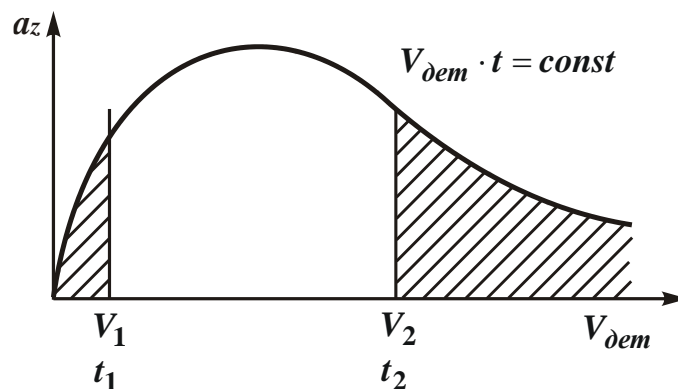


Рисунок 6.4 – Залежність товщини зрізу a_z від швидкості деталі V_{dem}

Разом з тим, у зазначених роботах чітко теоретично не обґрунтовано параметри, які визначають умови формування основних технологічних і фізичних показників алмазно-іскрового шліфування, тобто теоретично чітко не обґрунтовані параметри процесу, які створюють ефект алмазно-іскрового шліфування. Як правило, перевага надається одному із параметрів робочої поверхні алмазного круга – максимальній висоті виступання різальних зерен над рівнем зв'язки круга. Вважається, що чим більше ця величина, тим більше глибина впровадження ріжучих зерен у оброблюваний матеріал і тим краще вміщувальність стружок, що утворюються, у міжзеренному просторі алмазного круга та, відповідно, вище продуктивність та якість обробки.

Між тим, у роботах [2, 11, 88, 136, 147, 148] теоретично та експериментально показано виключно важливу (визначальну) роль величини лінійного зношення зерен до моменту їх об'ємного руйнування та подальшого випадання зі зв'язки алмазного круга (або у залежності від механізму зношування круга – передчасного випадіння зі зв'язки круга малозношених зерен без їх об'ємного руйнування) у формуванні основних показників алмазного шліфування: продуктивності та якості обробки, питомої витрати алмазу та собівартості обробки, сили та температури різання тощо. Зазначену величину покладено у основу розрахунків оптимальних параметрів операцій алмазного шліфування і, цілком очевидно, її можна використати для аналізу, моделювання та оптимізації параметрів алмазного електроерозійного шліфування кругами на металевих зв'язках, який засновано на введенні у зону різання додаткової електричної енергії електричних розрядів.

При цьому надзвичайно важливо теоретично та експериментально обґрунтувати роль цієї величини у формуванні основних показників алмазного шліфування, показати її місце у низці інших фізичних параметрів шліфування, які визначають умови його функціонування. Отримані результати у цьому напрямі дозволять визначити основні параметри обробки, якими ефективно управляти у процесі алмазного шліфування, у тому числі для досягнення найбільшого ефекту від введення у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. Отримані результати дозволять також розробити інженерну методику розрахунку оптимальних параметрів алмазного шліфування. Особливо це важливо для встановлення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування із застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках, яке засновано на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів.

6.4. Аналітичне визначення параметрів алмазного шліфування на рівні мікрорізів

Розглянемо розрахункову схему процесу шліфування, згідно із якою оброблюваний прямолінійний зразок рухається із постійною швидкістю за нормаллю до торця круга, що обертається зі швидкістю $V_{кр}$ (рис. 6.5). У розрахунках прийемо, що висоти виступання вершин зерен над рівнем зв'язки алмазного круга підпорядковані рівномірному закону із щільністю розподілу $f(y_i)=1/b$.

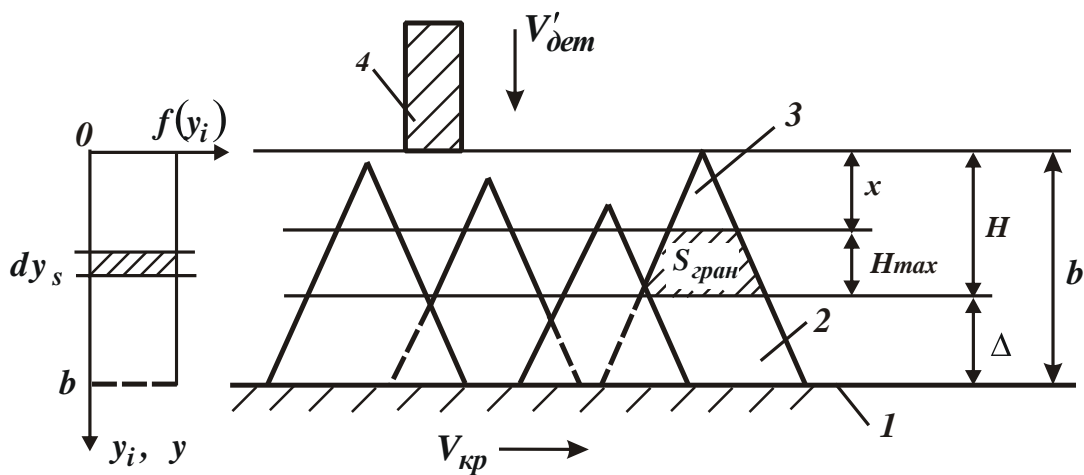


Рисунок 6.5 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування:

1 – рівень зв'язки круга; 2 – ріжуче зерно; 3 – зношена частина ріжучого зерна; 4 – оброблюваний зразок

Виділимо на робочій поверхні круга шар зерен dn , що мають висоти виступання над зв'язкою $(b - y_i)$ (рис. 6.5), і розглянемо утворення профілю від їх накладання на переріз оброблюваного зразка, що збігається із діаметральною площиною круга. Під час взаємного горизонтального руху dn зерен і радіального руху оброблюваного зразка на його перерізі будуть утворюватися мікрорізи різної товщини. У першому наближенні можна прийняти, що товщини мікрорізів підпорядковані рівномірному закону розподілу. Тоді відносна повнота профілю елементарного зрізу від $dn = n \cdot \frac{1}{b} \cdot dy_i$ зерен набуде вигляду:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot [a_s + 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (6.9)$$

де a_s – величина майданчика зношування на максимально виступаючому зі зв'язки круга зерні, м;

2γ – кут у вершини конусоподібного різального зерна;

B – ширина круга, м.

Сумарний профіль від таких зрізів отримаємо імовірнісним підсумовуванням, для чого слід перейти від імовірнісної функції $\varepsilon_i(y)$ до протилежної імовірнісної функції $\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y)$. Користуючись теоремою множення незалежних випадкових величин та інтегруючи вираз $[a_s + 2 \cdot tg\gamma \cdot (y - y_a)]$ у межах від y_a до y (де y_a – координата майданчика зношування на максимально виступаючому зі зв'язки круга зерні), отримано

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} \Phi_i(y) = e^{-\frac{dn}{B} [a_s \cdot (y - y_a) + tg\gamma \cdot (y - y_a)^2]}. \quad (6.10)$$

Загальну імовірнісну функцію $\Phi_{заг}$ від накладання проєкцій всіх зерен, що приймають участь у процесі різання, отримаємо множенням імовірнісної функції $\Phi(y)$ від усіх елементарних шарів зерен, представляючи величину a_s виразом $a_s = 2 \cdot tg\gamma \cdot (y_a - y_s)$ і замінюючи у ньому $(y_a - y_s)$ на $\eta \cdot (y_a - y_s)$, де $\eta = 0 \div 1$ – безрозмірний коефіцієнт, що характеризує ступінь лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння із зв'язки круга без руйнування [145]:

$$\Phi_{заг} = e^{-\frac{n \cdot tg\gamma \cdot (1 - \eta^2) \cdot y^3}{b \cdot B \cdot 3}}. \quad (6.11)$$

Загальна кількість зерен n , що приймають участь у процесі різання під час руху оброблюваного зразка у шарі зерен висотою b , визначається залежністю:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{b}{V'_{дем}}, \quad (6.12)$$

де k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;

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

$V'_{дем}$ – швидкість подачі оброблюваного прямолінійного зразка, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга, м/с.

Максимальну глибину впровадження оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга H (відраховуючи її від вершини вихідного (незношеного) максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна), за якою на перерізі оброблюваного зразка утворюється повний профіль, тобто відбувається повне знімання металу, встановимо за умови $\varepsilon(H) = 0,95$:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (6.13)$$

де $\eta = x/H$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь затуплення зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленого зерна);

x – величина лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки круга зерна, м.

Із залежності (6.13) випливає, що зі збільшенням безрозмірного коефіцієнту η , тобто у міру затуплення зерен, глибина впровадження оброблюваного матеріалу H у робочу поверхню круга збільшується і при певному значенні η оброблюваний матеріал почне контактувати зі зв'язкою круга. Це призведе або до інтенсивного руйнування зв'язки і оновлення робочої поверхні круга завдяки випадіння зерен із зв'язки, або до вдавлювання стружок, що утворюються, у зв'язку круга та, відповідно, до засалювання круга і втрати його ріжучої здатності. Перший випадок можливий під час шліфування алмазними кругами на маломіцних органічних і керамічних зв'язках, які, як правило, працюють у режимі самозаточування, що характеризується рівномірним у часі зношуванням круга. Другий випадок можливий під час шліфування алмазними кругами на міцних зв'язках, наприклад, металевих зв'язках, які фактично виключають самозаточування алмазного круга, призводять до його швидкого затуплення і засалювання і необхідності його правлення.

Таким чином, для нормальної роботи алмазного круга необхідно у процесі шліфування керувати параметром H , забезпечуючи повне знімання матеріалу, що підводиться у зону різання, на рівні $H \leq b$.

Розглянемо граничний випадок $H = b$ та проведемо аналіз закономірностей зміни безрозмірного коефіцієнта η . Для цього виразимо залежність (6.13) відносно безрозмірного коефіцієнта η :

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{dem}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}}. \quad (6.14)$$

Із залежності (6.14) випливає, що чим більше швидкість V'_{dem} і менше параметри k , $V_{кр}$, b , тим менше безрозмірний коефіцієнт η , тобто тим менше величина лінійного зношування зерна x і більше висота його виступання над рівнем зв'язки круга b . У цьому випадку для повного знімання матеріалу, що підводиться у зону різання, необхідно забезпечити більш гострий ріжучий рельєф алмазного круга. Цим показано, що для кожного режиму шліфування

та кожної характеристики алмазного круга існує цілком конкретне значення безрозмірного коефіцієнту η , яке визначає стан ріжучого рельєфу круга. Для ефективного ведення процесу шліфування це значення η має бути незмінним із часом обробки. Це досягається або режимом самозаточування алмазного круга, або режимом його примусового безперервного правлення (коли енергії тертя оброблюваного матеріалу зі зв'язкою недостатньо для її руйнування із інтенсивністю, яка дорівнює швидкості зношування зерен круга).

Для більш детального аналізу залежності (6.13) слід подати її у вигляді:

$$H = \frac{H_0}{\sqrt[3]{1-\eta^2}}, \quad (6.15)$$

де $H_0 = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}$.

Після перетворення залежності (6.15) із урахуванням залежності $\eta = x/H$, отримано:

$$\left(\frac{\eta^3}{1-\eta^2}\right) = \left(\frac{x}{H_0}\right)^3. \quad (6.16)$$

На рис. 6.6 наведено розраховані за залежністю (6.15) значення відношення x/H_0 залежно від безрозмірного коефіцієнту η .

Як видно, чим більше відношення x/H_0 , тим більше безрозмірний коефіцієнт η (рис. 6.6). За умови $x/H_0 < 0,8$ безрозмірний коефіцієнт η набуває значень, близьких до значень x/H_0 , а за умови $x/H_0 > 0,8$ – значень, близьких до одиниці ($\eta \rightarrow 1$). Зі збільшенням відношення x/H_0 безрозмірний коефіцієнт η асимптотично наближається до одиниці.

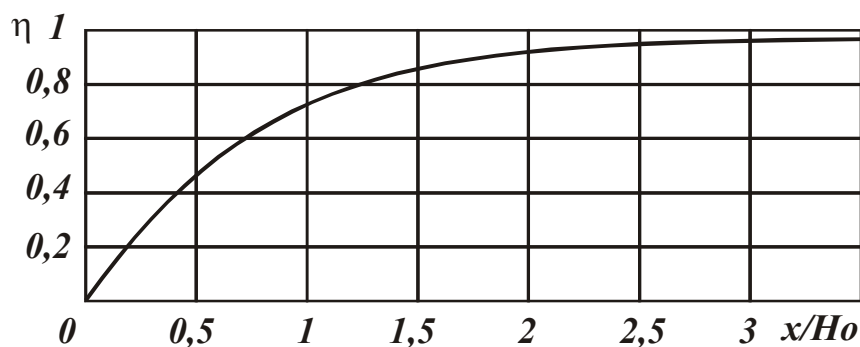


Рисунок 6.6 – Графік залежності безрозмірного коефіцієнта η від відношення x/H_0

Виходячи із рис. 6.6, за умови $\eta < 0,8$ можна прийняти:

$$\eta = \frac{x}{H_0}, \quad (6.17)$$

а за умови $0,8 < \eta < 1,0$:

$$\left(\frac{x}{H_0}\right)^3 = \frac{1}{1-\eta}. \quad (6.18)$$

Як впливає із рис. 6.6, за умови $x = H_0$ значення $\eta = 0,75$. Задаючи значення H_0 (наприклад, рівним $H_0 = 1$), із рис. 6.6 нескладно встановити взаємозв'язок між величиною x та безрозмірним коефіцієнтом η . Виходячи із залежності (6.5), також нескладно визначити параметр H .

У табл. 6.1 наведено розрахункові значення параметра H за умови $H_0 = 1$, звідки випливає, що зі збільшенням величини x параметр H безперервно збільшується.

Таблиця 6.1 – Розрахункові значення параметру H

x , мкм	0	0,25	0,55	0,99	1,55	2,05	3,7	∞
H , мкм	–	1,0	1,1	1,32	1,72	2,16	3,74	∞

Максимальна (імовірнісна) товщина зрізу H_{max} визначається залежністю:

$$H_{max} = (1-\eta) \cdot H = H_0 \cdot \sqrt[3]{\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)}}. \quad (6.19)$$

Як видно, із збільшенням величини x максимальна (імовірнісна) товщина зрізу H_{max} зменшується. За умови $x \rightarrow \infty$ справедлива умова $H_{max} \rightarrow 0$. Враховуючи обмеженість величини x , параметр H_{max} приймає кінцеві значення.

Із проведеного аналізу випливає, що величина x значно впливає на максимальну ймовірнісну товщину зрізу H_{max} , змінюючи її у широких межах. Це вказує на те, що під час розрахунку параметра H_{max} , поряд із традиційними параметрами (режимами шліфування та характеристиками круга), необхідно враховувати величину лінійного зношування зерна x .

Параметри H_{max} та H_0 пов'язані лінійною залежністю, а параметри H_{max} і η – нелінійною залежністю. Параметр H_{max} тим більше, чим більше

параметр H_0 і менше безрозмірний коефіцієнт η . Виходячи із залежності (6.9), множник $\sqrt[3]{\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)}}$ можна розглядати як поправочний коефіцієнт, що залежить від ступеня затуплення ріжучих зерен.

Як випливає із табл. 6.2, зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η параметр H_{max} зменшується. За умови $\eta \rightarrow 1$ справедлива умова $H_{max} \rightarrow 0$. Із одного боку, у міру зношення зерен круга параметр H_{max} зменшується, що, наприклад, дозволяє зменшити шорсткість обробки. Із іншого боку, це призводить до припинення процесу знімання матеріалу, оскільки за умови $\eta \rightarrow 0$ параметр $H_{max} \rightarrow 0$. Цим показано, що зношення зерен, що визначається величиною x і безрозмірним коефіцієнтом η , суттєво впливає на закономірності процесу шліфування (рис. 6.7).

Таблиця 6.2 – Взаємозв'язок безрозмірного коефіцієнту η та параметру H_{max} за умови $H_0 = 1$

η	0	0,25	0,5	0,75	0,9	0,95	0,99	1,0
H_{max}	–	0,75	0,55	0,33	0,17	0,11	0,04	0

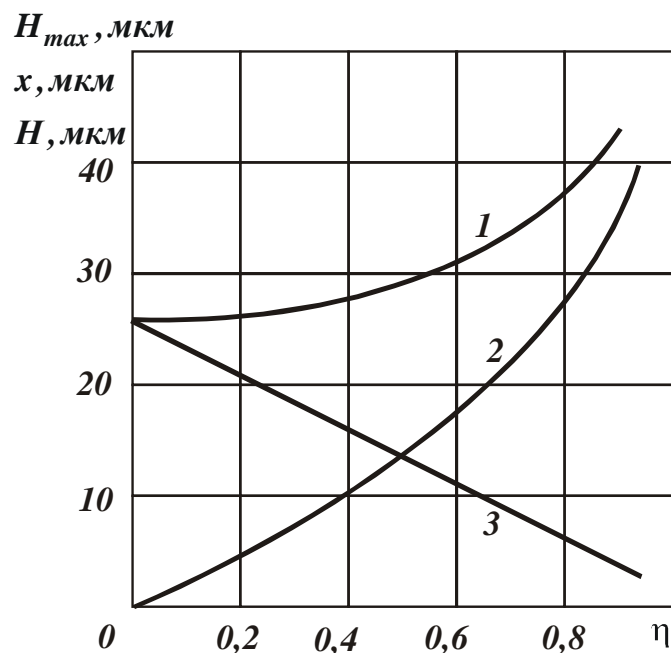


Рисунок 6.7 – Залежність параметрів H (1), x (2) і H_{max} (3)

від безрозмірного коефіцієнта η за вихідними даними:

$\gamma=45^\circ$; $b=0,05$ мм; $k=10$ шт./мм²; $V'_{дет}=1$ м/хв; $V_{кр}=30$ м/с

Безрозмірний коефіцієнт η може бути визначений із припущення, що лінійне зношування круга відбувається внаслідок об'ємного руйнування зерен, якому обов'язково передують їх поверхневе руйнування. Граничне (руйнівне) навантаження пропорційне граничній площі поперечного перерізу зрізу окремим зерном круга $S_{гран}$, що визначається міцністю зерна або міцністю його утримання у зв'язці круга (залежно від типу зв'язки та механізму зношування алмазного круга), рис. 6.5:

$$S_{гран} = tg\gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (6.20)$$

Після вирішення спільно залежності (6.13) та (6.20), із урахуванням $\gamma = 45^\circ$, отримано

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гран}^3}{81 \cdot tg\gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}'^2}}. \quad (6.21)$$

Із залежності (6.21) випливає, що стабілізація різального рельєфу алмазного круга відбудеться за умови $V_{дет}' > \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гран}^3}{81 \cdot b^2}$. В іншому випадку навантаження, що діє на окреме алмазне зерно, не досягає граничного значення і зерна не руйнуються. Зерна будуть піддаватися, в основному, стиранню та мікровідколюванню із утворенням на них майданчиків зношування, що приводить до підвищення теплової напруженості процесу та затупленню алмазного круга.

Ця закономірність зношування алмазного круга має місце за умови неправильного вибору характеристики круга, особливо, на фінішних операціях, коли алмазні зерна міцно утримуються у зв'язці та оновлення ріжучого рельєфу круга новими кромками не відбувається.

Отримане рішення повністю підтверджується практичними рекомендаціями відносно ефективного здійснення процесу шліфування, за якими на "м'яких" режимах різання ефективно застосовувати алмазні круги зі зниженою міцністю зерен та зв'язки, що працюють у режимі самозаточування та вилучають утворення значних майданчиків зношення на ріжучих зернах.

Аналіз залежності (6.21) також показує, що за умови перевищення швидкістю $V_{дет}'$ певного значення потенційних можливостей ріжучого рельєфу алмазного круга буде недостатньо для здійснення повного знімання матеріалу, що підводиться у зону різання, і незнятий матеріал у вигляді гребінців

мікронерівностей почне інтенсивно контактувати зі зв'язкою круга, руйнуючи її та оголюючи зерна і зменшуючи міцність утримання їх у зв'язці круга. Об'ємне руйнування зерна у цих умовах не відбудеться, оскільки навантаження, що діє на зерно, завжди буде менше граничного навантаження внаслідок зменшення міцності утримання зерна у зв'язці круга. Домінуючим видом зношення алмазного круга буде випадіння зерен зі зв'язки круга, якому обов'язково передує стирання та поверхневе мікровідколювання кромки зерен.

Із залежності (6.21) випливає, що зі збільшенням швидкості $V'_{дет}$ безрозмірний коефіцієнт η збільшується і стабілізація ріжучого рельєфу круга відбувається на більшому віддаленні від вершини вихідного максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна. Тому, перш ніж зерно об'ємно зруйнується, воно зазнає значного лінійного зношування від стирання та мікровідколювання кромки. Радіуси заокруглення у вершин таких зерен збільшуватимуться, і ріжучий рельєф круга стане більш згладженим. Ця закономірність обумовлена тим, що зі збільшенням швидкості $V'_{дет}$ гранична площа зрізу, що відповідає руйнівному навантаженню, розташована на більшому віддаленні від вершини вихідного (незношеного) зерна:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{гран}}. \quad (6.22)$$

Лінійне зношування зерна x і максимальна товщина зрізу H_{max} із урахуванням умови $tg\gamma = 1$ визначаються такими залежностями:

$$x = \eta \cdot H = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гран}^2}{81 \cdot b^2 \cdot V_{дет}'^2}} \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{гран}}, \quad (6.23)$$

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H = \left(\left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{гран}^2}{81 \cdot b^2 \cdot V_{дет}'^2}} \right) \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{гран}} \right). \quad (6.24)$$

Отже, запропонований теоретичний підхід до аналітичного визначення параметрів кінематики шліфування на рівні мікрорізів відкриває нові технологічні можливості математичного моделювання та оптимізації умов ефективного здійснення алмазного шліфування. На його основі можна встановити оптимальні параметри алмазного електроерозійного шліфування із застосуванням алмазних кругів на металевих зв'язках, яке засновано на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. Для цього потрібно провести аналіз умов підвищення продуктивності обробки та зниження питомої витрати алмазу.

6.5. Визначення умов підвищення продуктивності обробки та зниження питомої витрати алмазу під час алмазного шліфування

Визначимо продуктивність обробки $Q = S \cdot V'_{дет}$ із урахуванням параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга η і b . Для цього виразимо залежність (6.14) відносно швидкості $V'_{дет}$, тоді:

$$Q = \frac{S \cdot b^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}{9}, \quad (6.25)$$

де S – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м^2 .

Із залежності (6.25) випливає, що основними умовами збільшення продуктивності обробки Q є збільшення максимальної висоти виступання зерен b та зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$, оскільки ці параметри входять у залежність із найбільшим ступенем. Залежність (6.25) справедлива для жорсткої та пружної схем шліфування.

Перетворимо залежність (6.25) із урахуванням відомих співвідношень [1]: $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$; $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$:

$$Q = \frac{S \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot (1 - \eta^2)}{600 \cdot \pi}, \quad (6.26)$$

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

m – об'ємна концентрація зерен круга;

$(1 - \varepsilon)$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки ($\varepsilon < 1$).

У загальному випадку продуктивність обробки Q не залежить від зернистості алмазного круга \bar{X} , а визначається безрозмірним коефіцієнтом ε : чим він менше ε , тим більше Q . Зменшити безрозмірний коефіцієнт ε можна, застосовуючи високоміцні металеві зв'язки, металізовані алмазні зерна тощо.

Під час круглого зовнішнього, внутрішнього та плоского шліфування периферією круга із фіксованою глибиною шліфування залежності (6.13), (6.14) і (6.25) видозміняться:

$$H = 3 \sqrt{\frac{9b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (6.27)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}}; \quad (6.28)$$

$$Q = S_0 \cdot V_{дет} \cdot t = \frac{S_0 \cdot tg^2\gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{кр}^2 \cdot (1 - \eta^2)^2}{162 \cdot V_{дет} \cdot \rho}, \quad (6.29)$$

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

$$\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет};$$

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

S_0 – поздовжня подача, м/об.

Порівняно із шліфуванням торцем круга продуктивність обробки Q під час шліфування периферією круга більшою мірою залежить від параметрів η і b . Це вказує на ефективність управління різальним рельєфом алмазного круга. Поряд із збільшенням параметрів k і $V_{кр}$, домогтися збільшення продуктивності обробки Q можна шляхом зменшення $V_{дет}$, а, відповідно, до залежності (6.28) – збільшенням глибини шліфування t . Чим менше $V_{дет}$, тим значніше може бути збільшена глибина шліфування t за умови $\eta = const$ і тим більша продуктивність обробки. Отже, другою за значимістю умовою збільшення продуктивності обробки Q необхідно розглядати застосування глибинного шліфування із невеликою швидкістю обертання деталі $V_{дет}$.

Залежність (6.28) можна подати у вигляді:

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2 \cdot V_{дет} \cdot Q \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \sqrt{S_0}}}. \quad (6.30)$$

Із урахуванням того, що зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ обмежене, збільшення продуктивності обробки Q також обмежене умовою $0 < \eta < 1$. Тому досягти збільшення продуктивності глибинного шліфування, тобто збільшення чисельника підкореного виразу у залежності (6.30), можна шляхом збільшення знаменника й, в першу чергу, параметра b , що входить у залежність (6.30) із максимальним ступенем. Отже, для реалізації високопродуктивного глибинного шліфування необхідно використовувати міцні алмазні круги із значним виступанням зерен над рівнем зв'язки. Збільшити продуктивність обробки Q можна шляхом збільшення швидкості круга $V_{кр}$, причому, достатньо значного збільшення, порівняного зі збільшенням множника b^2

(наприклад, застосуванням надвисокошвидкісного шліфування зі швидкістю круга $V_{кр} = 300$ м/с й більше).

Розглянемо процес шліфування периферією круга із безперервною поперечною подачею. Прийmemo, що за час τ , що дорівнює одному оберту деталі, алмазний круг у радіальному напрямку до деталі перемістився на величину $t = S_{non} \cdot \tau$, де S_{non} – поперечна подача, м/с. Із урахуванням відношення

$\tau = \pi \cdot D_{дет} / V_{дет}$ глибина шліфування виразиться: $t = S_{non} \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}}$, де $D_{дет}$

– діаметр деталі, м. Тоді залежності (6.27) – (6.29) набудуть вигляду:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot \sqrt{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{non} \cdot V_{дет} \cdot \rho}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}; \quad (6.31)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}}; \quad (6.32)$$

$$Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_0 \cdot S_{non} = \frac{S_0 \cdot tg^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{кр}^2 \cdot (1 - \eta^2)^2}{162 \cdot V_{дет} \cdot \rho}. \quad (6.33)$$

У даному випадку швидкість деталі $V_{дет}$ безпосередньо не впливає на розрахункову продуктивність обробки, що дорівнює $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_0 \cdot S_{non}$. Її роль, аналогічно швидкості круга $V_{кр}$, полягає у зміні кількості працюючих зерен круга шляхом зміни параметрів H і η . Як бачимо, залежності (6.29) і (6.33) ідентичні, тобто домогтися збільшення продуктивності обробки Q можна збільшенням параметрів S_0 , b , k , $V_{кр}$ і зменшенням безрозмірного коефіцієнта η та швидкості деталі $V_{дет}$. Чим більше поперечна подача S_{non} і менше швидкість деталі $V_{дет}$ за умови $\eta = const$, тим більше продуктивність обробки Q і вище ефективність процесу шліфування.

Для більш високих значень поперечної подачі S_{non} , виходячи із залежності (6.32), необхідно збільшувати параметр b , використовуючи оптимальні характеристики алмазних кругів та ефективні методи їх правлення.

Із урахуванням відомих співвідношень [1] для визначення параметрів b і k залежність (6.33) набуде вигляду:

$$Q = \frac{S_0 \cdot tg^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot (1 - \varepsilon)^6 \cdot (1 - \eta^2)^2}{72 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot V_{дет} \cdot \rho}. \quad (6.34)$$

Як і в аналогічній залежності (6.26), найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт $(1 - \varepsilon)$. Це указує на ефективність управління висотою виступання зерен над рівнем зв'язки круга.

Зробимо розрахунок та аналіз відносної витрати алмазу. У загальному вигляді аналітичну залежність для визначення відносної витрати алмазу q (мг/г) наведено у роботі [88]:

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{кр}}{\rho_m \cdot V_{дем} \cdot t \cdot \eta}, \quad (6.35)$$

де ρ_a, ρ_m – відповідно, щільності алмазу та оброблюваного матеріалу, кг/м³;

α – коефіцієнт, що враховує щільність зв'язки залежно від концентрації алмазних зерен у крузі;

Δ_i – лінійне зношування зерна круга за один дотик із оброблюваним матеріалом, м.

Із урахуванням продуктивності обробки $Q = S_0 \cdot V_{дем} \cdot t$ залежність (6.35) видозміниться:

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{кр} \cdot S_0}{\rho_m \cdot Q \cdot \eta}. \quad (6.36)$$

За заданими значеннями $V_{кр}, S_0$ і Q та зі збільшенням безрозмірного коефіцієнту η , тобто мірою затуплення зерен круга, відносна витрата алмазу зменшується. Це буде мати місце, поки параметр H , що визначається залежністю (6.13), стане рівним максимальній висоті виступання зерен над рівнем зв'язки $H = b$. Після чого, зі збільшенням безрозмірного коефіцієнту η (внаслідок неповного знімання матеріалу, що підводиться у зону різання) продуктивність обробки Q почне зменшуватися і за умови $\eta \rightarrow 1$ буде прагнути до нуля ($Q \rightarrow 0$). Виходячи із цього, відносна витрата алмазу q після перевищення певного значення η почне збільшуватися і за умови $Q \rightarrow 0$ буде прагнути до нескінченності ($q \rightarrow \infty$). Цим показано, що у загальному випадку залежність відносної витрати алмазу q від безрозмірного коефіцієнта η носить екстремальний характер (проходить точку мінімуму).

Встановлена залежність дозволяє пояснити суперечливі експериментальні дані відносно характеру зміни відносної витрати алмазу, які наведені у численних публікаціях. Наприклад, відомі залежності відносної витрати

алмазу q від часу шліфування, коли q або зменшується, або збільшується, або проходить точку мінімуму. Виходячи із залежності (6.36), безперервне зменшення відносної витрати алмазу q із часом шліфування указує на те, що параметр $H < b$. Отже, висоти ріжучого рельєфу алмазного куга достатньо для повного знімання матеріалу, що підводиться у зону різання матеріалу (фактична глибина шліфування приблизно дорівнює номінальній глибині шліфування). Продуктивність обробки Q у даному випадку із часом залишається приблизно постійною, а збільшується безрозмірний коефіцієнт η , який і призводить до зменшення відносної витрати алмазу q .

У разі, якщо висоти різального профілю алмазного круга недостатньо для повного знімання матеріалу, що підводиться у зону різання, тобто $H < b$, то продуктивність обробки Q із часом шліфування буде зменшуватися, що призведе до збільшення відносної витрати алмазу q .

Третій випадок, коли відносна витрата алмазу змінюється за екстремальною залежністю, обумовлено зміною параметра H від значень $H < b$ до значень $H > b$.

Із урахуванням залежності (6.34) залежність (6.36) набуде вигляду:

$$q = \frac{4 \cdot 10^8 \cdot \pi^2 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot \rho \cdot V_{det}}{\rho_m \cdot tg\gamma \cdot m^2 \cdot (1 - \varepsilon)^6 \cdot V_{кр} \cdot \eta \cdot (1 - \eta^2)^2}. \quad (6.37)$$

Як видно, зі зміною безрозмірного коефіцієнта η у межах $0 \dots 1$ відносна витрата алмазу q змінюється за екстремальною залежністю, тобто за умов $\eta = 0$ та $\eta = 1$ відносна витрата алмазу $q \rightarrow \infty$ (рис. 6.8).

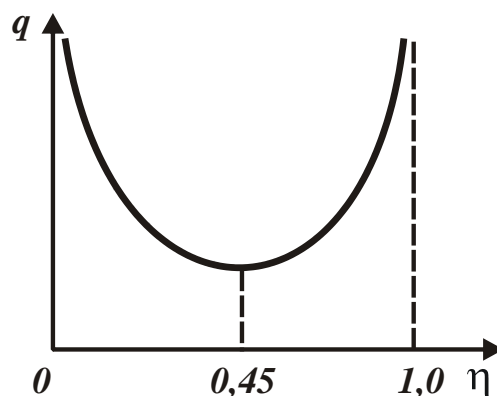


Рисунок 6.8 – Розрахункова залежність питомої витрати алмазу q від безрозмірного коефіцієнту η

Для визначення екстремального значення безрозмірного коефіцієнта η слід підпорядкувати функцію q необхідній умові екстремуму: $q'_\eta = 0$. У результаті отримано: $\eta_{екстр} = 0,45$.

Таким чином, встановлено, що існує оптимальне значення безрозмірного коефіцієнту η , що визначає оптимальний ріжучий рельєф алмазного круга. Очевидно, для підтримки у процесі шліфування його оптимального значення необхідно використовувати алмазні круги, що працюють у режимі самозаточування, або алмазні круги на металевих зв'язках із використанням методів їх електрофізичного (електроерозійного) або електрохімічного правлення.

6.6. Аналітичне описання умов стабілізації у часі різального рельєфу алмазного круга під час шліфування

Для більш глибокого аналізу наведених вище аналітичних залежностей виразимо параметр $S_{гран}$ через силу різання, що діє на окреме зерно круга. Вважатимемо, що об'ємне руйнування зерна або його випадіння зі зв'язки круга без руйнування (залежно від міцності утримання зерна у зв'язці круга) відбувається від дії радіальної складової сили різання P_{y1} , оскільки під час шліфування, як відомо, $P_{y1} > P_{z1}$, де P_{z1} – тангенціальна складова сили різання, що діє на зерно, Н.

Із урахуванням сказаного отримано:

$$S_{гран} = \frac{P_{z1}}{\sigma} = \frac{P_{y1} \cdot K_{ш}}{\sigma}, \quad (6.38)$$

де $K_{ш}$ – коефіцієнт різання під час шліфування, $K_{ш} = P_{z1} / P_{y1}$;

σ – умовне напруження різання, Н/м².

Як показано у п. 4.2 роботи, в умовах шліфування між параметрами σ і $K_{ш}$ існує зв'язок:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{см}}{K_{ш}}, \quad (6.39)$$

де $\sigma_{см}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м².

Коефіцієнт різання $K_{ш}$ під час шліфування визначається [147]:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{см}}{4 \cdot tg\gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta)}, \quad (6.40)$$

де HV – твердість оброблюваного матеріалу (за Віккерсом), Н/м².

Після підстановки залежності (6.39) і (6.40) у залежність (6.38), маємо

$$S_{гран} = \frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{cm}} \cdot (1 - \eta). \quad (6.41)$$

Відповідно, параметри H , H_{max} і η , що описуються залежностями (6.13), (6.19) та (6.21), набувають вигляду [11]:

$$\eta = 1 - \frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right)^{1,5}; \quad (6.42)$$

$$H = \left(\frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{cm}} \right)^{0,5}; \quad (6.43)$$

$$H_{max} = \frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right). \quad (6.44)$$

Розв'язуючи залежність (6.42) відносно швидкості V'_{dem} , отримано:

$$V'_{dem} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{9 \cdot b} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{cm}} \right)^{1,5}. \quad (6.43)$$

Із урахуванням залежності (6.43) можна визначити продуктивність обробки $Q = V'_{dem} \cdot F$ (де F – площа поперечного перерізу оброблюваного зразка, м²):

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta) \cdot F}{9 \cdot b} \cdot \left(\frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{cm}} \right)^{1,5}. \quad (6.44)$$

Збільшити швидкість деталі V'_{dem} й, відповідно, продуктивність обробки Q можна, головним чином, шляхом зменшення безрозмірного коефіцієнту $\eta \rightarrow 0$. За умови $\eta \rightarrow 1$ швидкість деталі $V'_{dem} \rightarrow 0$ ($Q \rightarrow 0$). Отже, для здійснення високопродуктивного шліфування необхідно підтримувати на робочій поверхні алмазного круга розвинений ріжучий рельєф (що характеризується високою гостротою ріжучих зерен), своєчасно видаляючи ріжучі зерна, що затупилися. Домогтися збільшення швидкості деталі V'_{dem} і продуктивності обробки Q можна також шляхом збільшення радіальної складової сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно алмазного круга.

Як зазначалося раніше, граничне значення P_{y1} залежно від механізму зношування алмазного круга може бути обумовлено, власне, міцністю зерен

або міцністю утримання їх у зв'язці алмазного круга. Тому збільшити граничне значення P_{y1} можна збільшенням міцності зерен (якщо у механізмі зношування алмазного круга переважає об'ємне руйнування зерен) або міцності утримання їх у зв'язці круга (якщо у механізмі зношування круга переважає передчасне випадіння із зв'язки круга малозношених зерен).

Залежність (6.42) встановлює зв'язок між безрозмірним коефіцієнтом η і радіальною складовою сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно. Зі збільшенням безрозмірного коефіцієнту η (тобто виконуючи умову $\eta \rightarrow 1$) параметр P_{y1} необмежено збільшується.

Отже, у міру затуплення зерна (тобто виконуючи умову $\eta \rightarrow 1$) параметр P_{y1} може досягти одного із двох граничних значень: значення сили, що утримує зерно у зв'язці круга, або значення сили, за якої відбудеться роздавлювання зерна (його об'ємне руйнування). У цьому випадку відбудеться стабілізація ріжучого рельєфу алмазного круга у процесі шліфування.

Приймаючи у залежностях (6.42) та (6.44) параметр P_{y1} постійним, важливо проаналізувати зміну параметрів η , H і H_{max} .

Параметр H не залежить від параметрів режиму шліфування, а визначається міцністю зерна (або зв'язки алмазного круга) та оброблюваного матеріалу. Чим більше міцність зерна і менше міцність оброблюваного матеріалу, тим більше параметр H . Збільшення параметру H передбачає збільшення висоти виступання зерна над рівнем зв'язки алмазного круга b і виконання умови $b \geq H$.

На відміну від параметра H , параметр H_{max} та безрозмірний коефіцієнт η залежать від режимів шліфування. Зі збільшенням швидкості деталі $V'_{дет}$ (й, відповідно, продуктивності обробки Q) параметр H_{max} збільшується, а безрозмірний коефіцієнт η зменшується.

За умови досягнення певної швидкості деталі $V'_{дет}$ безрозмірний коефіцієнт η прийме значення $\eta = 0$. Це значення визначатиме максимально можливу (граничну) продуктивність обробки. Величина лінійного зносу зерна x при цьому дорівнюватиме нулю.

Залежності (6.42) – (6.44) можна подати у вигляді:

$$\eta = 1 - H_0^3 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right)^{1,5}; \quad (6.45)$$

$$H_{max} = H_0^3 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right), \quad (6.46)$$

де $H_0 = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}$.

Використовуючи отримані залежності (6.45) і (6.46) важливо провести аналіз параметрів процесу круглого зовнішнього (плоского) шліфування. Для цього слід перетворити залежності (6.45) і (6.46) із урахуванням відомого відношення [92]: $V'_{dem} = V_{dem} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$ та відношень [1]: $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$; $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$, де $(1 - \varepsilon)$ – коефіцієнт, що враховує ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки круга; V_{dem} – швидкість деталі, м / с.

Тоді

$$\eta = 1 - \frac{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right)^{1,5}; \quad (6.47)$$

$$H_{max} = \frac{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right), \quad (6.48)$$

де \bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

t – глибина шліфування, м;

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

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

Параметр H , який визначається залежністю (6.13), стосовно круглого зовнішнього шліфування із урахуванням нескладних перетворень виразиться залежністю:

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (6.49)$$

Як впливає із отриманої залежності, параметр H тим більше, чим більше швидкість деталі $V_{дет}$, глибина шліфування t , зернистість круга \bar{X} , безрозмірний коефіцієнт η і чим менше об'ємна концентрація зерен круга m і швидкість круга $V_{кр}$.

6.7. Встановлення зв'язку параметрів різального рельєфу алмазного круга із шорсткістю та продуктивністю обробки під час шліфування

Визначимо параметр шорсткості обробки R_{max} із урахуванням умови стабілізації різального рельєфу алмазного круга. Для цього скористаємося умовою, наведеною у роботі [134]:

$$R_{max} = H_{max} = t, \quad (6.50)$$

де параметр H_{max} визначається залежністю (6.19).

Після відповідних перетворень залежності (6.50), маємо

$$R_{max} = 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{det}^2 \cdot \rho}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}. \quad (6.51)$$

У залежність (6.51) входить безрозмірна величина $5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2}}$, яка визначає ступінь зношування (згладженість) ріжучого рельєфу алмазного круга. Зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η параметр шорсткості обробки R_{max} зменшується.

Підставимо у залежність (6.51) залежність (6.25), нехтуючи множником $(1+\eta) \approx 1$:

$$R_{max} = 5 \sqrt{\left[\frac{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{det} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho}}{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{cm}}{P_{y1}} \right) \right]^6 \cdot t^2}. \quad (6.52)$$

Як видно, за умови стабілізації ріжучого рельєфу алмазного круга вплив параметрів m , V_{det} і $V_{кр}$ на параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_{max} посилюється. Має місце збільшення R_{max} із збільшенням глибини шліфування t . Отже, зміна параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга призводить до суттєвої зміни шорсткості обробленої поверхні.

Розглянемо вплив механізму зношування алмазного круга на параметри його ріжучого рельєфу.

Наведені вище аналітичні залежності справедливі для умов: $b > H$ і $P_{y1} = P$, де P – сила, за якою відбувається руйнування (роздавлювання) ріжучого зерна, H . Якщо розрахунками встановлено, що $H > b$, то граничне значення радіальної складової сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно, буде

менше P і дорівнюватиме силі, що утримує зерно у зв'язці алмазного круга. У цьому випадку об'ємне руйнування зерен не відбудеться, зерна випадатимуть зі зв'язки алмазного круга під дією сили $P_{y1} < P$.

Розглянемо умову стійкості різального зерна у зв'язці алмазного круга від дії радіальної складової сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно, яка умовно визначається залежністю (рис. 6.9):

$$P_{y1} = a \cdot (\bar{X} - H), \quad (6.53)$$

де a – розмірний коефіцієнт, що залежить від міцності зв'язки алмазного круга (чим міцніше зв'язка круга, тим більше коефіцієнт a).

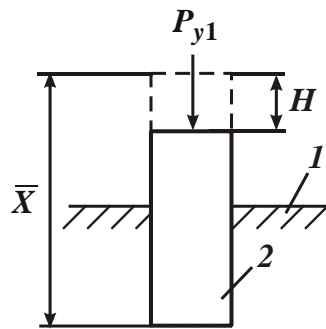


Рисунок 6.9 – Розрахункова схема стійкості зерна у зв'язці круга:

1 – зв'язка круга; 2 – ріжуче зерно

Із залежності (6.53) випливає, що зі збільшенням параметра $H = b$ (внаслідок зменшення глибини залягання зерна у зв'язці алмазного круга) радіальна складова сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно, зменшується.

Після підстановки залежності (6.53) у залежність (6.43), маємо:

$$H^2 + \frac{a}{2 \cdot \sigma_{cm}} \cdot H - \frac{a \cdot \bar{X}}{2 \cdot \sigma_{cm}} = 0. \quad (6.54)$$

Після нескладних перетворень одержано квадратне рівняння відносно невідомої величини H .

Рішення рівняння (6.54) має вигляд:

$$H = \frac{\bar{X}}{\left(\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \bar{X}}{a}} \right)}. \quad (6.55)$$

Як видно, знаменник залежності (6.55) більше одиниці, тому справедлива умова $H < \bar{X}$. Чим більше межа міцності на стиск оброблюваного мате-

ріалу σ_{cm} і менше коефіцієнт a , тим менше величина H . Отже, зі зменшенням міцності утримання зерна у зв'язці алмазного круга величина $H = b$ зменшується.

Підставляючи залежність (6.55) у залежність (6.53), маємо

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \bar{X}}{\left(\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \bar{X}}{a}} \right)}. \quad (6.56)$$

Як видно, зі збільшенням параметрів σ_{cm} , \bar{X} і a , радіальна складова сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно, збільшується.

Із залежностей (6.42) і (6.44) випливає, що зі збільшенням P_{y1} безрозмірний коефіцієнт збільшується, а максимальна (імовірнісна) товщина зрізу H_{max} зменшується. Отже, зі збільшенням міцності утримання зерна у зв'язці алмазного круга (зі збільшенням коефіцієнта a) максимальна (імовірнісна) товщина зрізу H_{max} зменшується, а безрозмірний коефіцієнт η збільшується (ріжучий рельєф алмазного круга стає більш згладженим).

Таким чином, всі основні параметри шліфування (у разі, коли у механізмі зношування алмазного круга переважає випадіння зерен із зв'язки без їх об'ємного руйнування) визначаються властивостями міцності зв'язки алмазного круга і оброблюваного матеріалу, а також зернистістю круга \bar{X} . Параметри режиму шліфування не впливають на радіальну складову сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно алмазного круга.

Виражаючи у залежності (6.55) параметр H залежністю (6.13) і розв'язуючи отриманий вираз відносно швидкості деталі V'_{dem} , маємо:

$$V'_{dem} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1-\eta)}{9 \cdot b} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{cm} \cdot \bar{X}}{a}}} \right)^3. \quad (6.57)$$

Для визначення продуктивності обробки $Q = V'_{dem} \cdot F$ слід перетворити залежність (6.57) із урахуванням відомих відношень [1]: $b = (1-\varepsilon) \cdot \bar{X}$;

$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1-\varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$, де $(1-\varepsilon)$ – коефіцієнт, що визначає ступінь виступання зерен над рівнем зв'язки круга.

У результаті отримано:

У результаті отримано:

$$Q = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta) \cdot F}{600 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{1}{\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{см} \cdot \bar{X}}{a}}} \right)^3. \quad (6.58)$$

Як впливає із залежності (6.58), збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням параметрів m , $V_{кр}$, F і зменшенням безрозмірного коефіцієнта η .

Це рішення отримано у випадку $H = b$. У реальних умовах шліфування параметр H завжди менше максимальної висоти виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки алмазного круга b на величину, що дорівнює висоті міжзеренного простору круга Δ , який займається стружками, що утворюються, та іншими продуктами обробки.

Щоб врахувати зазначену висоту, необхідно у залежності (6.55) розглядати замість величини \bar{X} величину $(\bar{X} - \Delta)$. Очевидно, це призведе до зменшення параметра H . Однак, не так значно, оскільки $\bar{X} \gg \Delta$. Тому слід вважати, що параметр H , швидкість деталі $V'_{дет}$ і, відповідно, продуктивність обробки Q обумовлені стійкістю зерен у зв'язці, що визначається властивостями міцності зв'язки круга та оброблюваного матеріалу.

Слід зазначити, що даний висновок справедливий для випадку, коли у механізмі зношення круга переважає випадіння зерен із зв'язки алмазного круга без їх об'ємного руйнування. У випадку, коли у механізмі зношення алмазного круга переважає об'ємне руйнування зерен та їх подальше випадіння зі зв'язки, параметри H і H_{max} будуть визначатися залежностями (6.43) і (6.44). У цих залежностях радіальну складову сили різання P_{y1} , що діє на зерно, яке максимально виступає зі зв'язки круга, необхідно розглядати рівною граничній силі, за якою відбувається об'ємне руйнування (роздавлювання) алмазного зерна.

6.8. Обґрунтування технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки

Найважливішою умовою здійснення високоякісної механічної обробки деталей машин є забезпечення високих показників шорсткості оброблених поверхонь. Це досягається застосуванням ефективних методів абразивної об-

робки, включаючи методи шліфування, абразивного полірування тощо. У даний час накоплено значний досвід їх застосування. Однак, як показує практика, стабільно досягти суттєвого зменшення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a до рівня 0,01 мкм і менше складно навіть в умовах абразивного полірування із використанням абразивного порошку зернистістю 1/0. Як правило, на оброблених поверхнях утворюються окремі глибокі ризики-подряпини, які призводять до збільшення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a і не дозволяють забезпечити вимоги до якості обробки, що пред'являються. Особливо це стосується абразивної обробки світловідбивних поверхонь (із дуже малими значеннями параметра R_a) виробів космічного призначення, що працюють в умовах високих температур (більше 150 °C) і втрачають свої експлуатаційні властивості внаслідок виникнення значних температурних деформацій. Як показує практика, для їх ефективного використання необхідно забезпечити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a менше 0,05 мкм. У зв'язку із цим важливо встановити граничні можливості зменшення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a під час абразивної обробки та на цій основі розробити практичні рекомендації щодо їх технологічного забезпечення, зокрема, в умовах обробки світловідбивних поверхонь виробів космічного призначення.

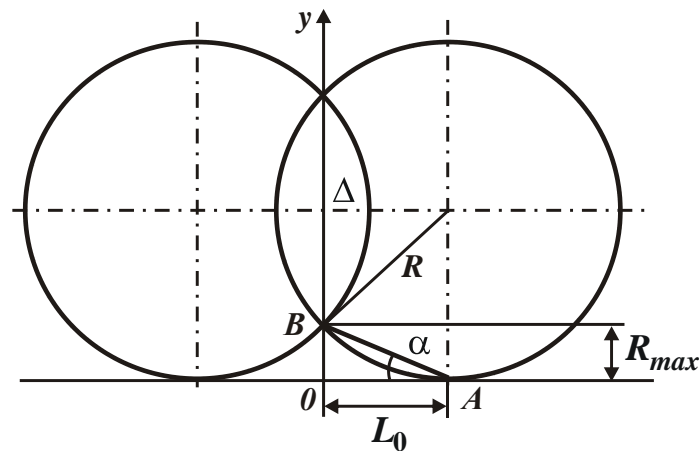
На відміну від процесів шліфування [58, 176, 178], досягти високих показників шорсткості поверхні можна в умовах обробки вільним абразивом [151, 173] (особливо під час абразивного полірування [174, 97]), застосовуючи дрібнозернистий абразивний порошок [177]. У цьому випадку ефективність обробки пов'язана, головним чином, із забезпеченням фактично одношарового розташування абразивних зерен у зоні різання та виключенням їх різновисотного розташування [119]. Зменшити шорсткість поверхні під час абразивного полірування можна шляхом забезпечення згладжування поверхневого шару деталі [158, 180]. Це має велике значення для досягнення високих показників шорсткості оброблених поверхонь під час абразивного полірування та створенні на них оптичних (світловідбивних) властивостей [206, 208]. Для більш повного уявлення щодо можливості абразивного полірування у роботах [45, 209] аналітично із позицій теорії імовірностей описано закономірності формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Це дозволило теоретично обґрунтувати основні умови зменшення шорсткості поверхні та розробити практичні рекомендації щодо їх технологічного забезпечення [118, 192]. Показано можливість зменшення параметра шорсткості оброблюваної

поверхні R_a за одночасним збільшенням продуктивності обробки та зниження температури різання в умовах глибинного шліфування [186, 187], що є важливим чинником підвищення ефективності абразивної обробки. Однак, у науково-технічній літературі відсутні теоретичні рішення, що дозволяють оцінити граничні можливості зменшення параметра R_a під час абразивної обробки. Як показано у роботі [170], вони можуть бути досягнуті в умовах переходу від процесу мікрорізання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу без утворення стружки. Однак це вимагає проведення подальших досліджень щодо встановлення закономірностей формування шорсткості поверхні під час абразивної обробки – в умовах абразивного полірування.

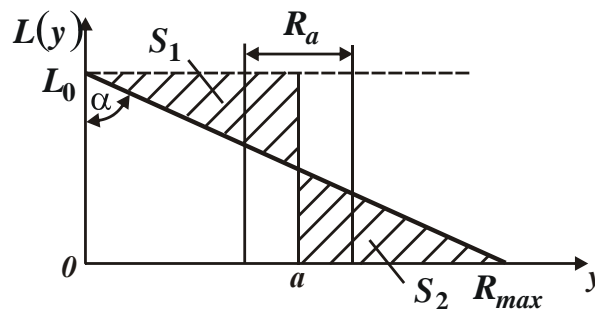
Для вирішення поставленої задачі необхідно встановити мінімально досяжні значення параметра шорсткості поверхні R_a , за якими припиняється процес мікрорізання і починається процес пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Це вимагає аналітичного визначення параметра шорсткості поверхні R_a і встановлення його зв'язку із граничним значенням відношення товщини зрізу a_z до радіусу округлення абразивного зерна R (тобто відношення a_z/R), за яким відбувається перехід від процесу мікрорізання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Також важливо аналітично встановити зв'язок між висотними параметрами шорсткості поверхні R та R_{max} в умовах абразивного полірування. Це дозволить теоретично обґрунтувати основні шляхи зменшення шорсткості поверхні та провести експериментальне оцінювання достовірності отриманих результатів. Як критерій оцінювання необхідно використати відносну опорну довжину мікропрофілю обробленої поверхні, яка є комплексною характеристикою параметрів шорсткості поверхні. Отримані результати дозволять розробити практичні рекомендації щодо вибору раціональних умов абразивної обробки, що забезпечують найменші значення висотних параметрів шорсткості поверхні.

Розрахунок максимальної висоти мікронерівностей обробленої поверхні (параметру шорсткості поверхні R_{max}) у роботі зроблено на основі розрахункової схеми процесу обробки абразивними зернами однакових розмірів (радіусом R) за умови їх одношарового розташування та перекриття між собою на величину Δ (рис. 6.10,а). Параметр шорсткості поверхні R_{max} у цьому разі визначається відрізком OB . Для спрощення розрахунків із достатньою для прак-

тики точністю дугу кола AB можна замінити прямою лінією AB у зв'язку із невеликим значенням параметра шорсткості поверхні R_{max} .



а



б

Рисунок 6.10 – Розрахункова схема параметрів процесу обробки абразивними зернами однакових розмірів (а) та графік зміни опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні $L(y)$ (б)

На рис. 6.10,б наведено графік зміни опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні $L(y)$, що утворюється у межах половини відстані між двома сусідніми зернами $L_0 = R - \Delta$. Кут α визначається із відношення:

$$\operatorname{tg} \alpha = R_{max} / L_0 \quad (\text{рис. 6.10,б}), \quad \text{де } L_0 = \sqrt{R^2 - (R - R_{max})^2} \approx \sqrt{2R \cdot R_{max}}.$$

Для визначення параметра шорсткості поверхні R_a слід спочатку встановити положення $y = a$ середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні за умови рівності площ S_1 і S_2 (на рис. 6.10,б вони заштриховані):

$$S_1 = \frac{a^2}{2 \operatorname{tg} \alpha}; \quad (6.59)$$

$$S_2 = \frac{(R_{max} - a)^2}{2tg\alpha}. \quad (6.60)$$

Порівнюючи площі S_1 та S_2 , виходячи із залежностей (6.59) і (6.60), отримано: $a = 0,5 \cdot R_{max}$. Параметр шорсткості поверхні R_a визначається за умови: $0,5 \cdot R_a = S_1 / L_0$ (рис. 6.10,б). Тоді

$$R_a = 0,25 \cdot R_{max}. \quad (6.61)$$

Як видно, параметр шорсткості поверхні R_a не залежить від кута α і в 4 рази менше параметра шорсткості поверхні R_{max} . Відповідно, відношення $R_{max} / R_a = 4$. Це узгоджується із відомими експериментальними даними, наведеними у науково-технічній літературі [118, 192], особливо відносно процесів шліфування.

Очевидно, зі збільшенням величини Δ (рис. 6.10,а) параметри шорсткості поверхні R_a і R_{max} зменшуються, а їх відношення залишається постійним, рівним: $R_{max} / R_a = 4$. Параметр R_{max} можна встановити за умови:

$$(R - R_{max}) = \sqrt{R^2 - L_0^2}. \quad (6.62)$$

Тоді після перетворень залежності (6.62) отримано:

$$R_{max} = \frac{L_0^2}{\left(R + \sqrt{R^2 - L_0^2}\right)}. \quad (6.63)$$

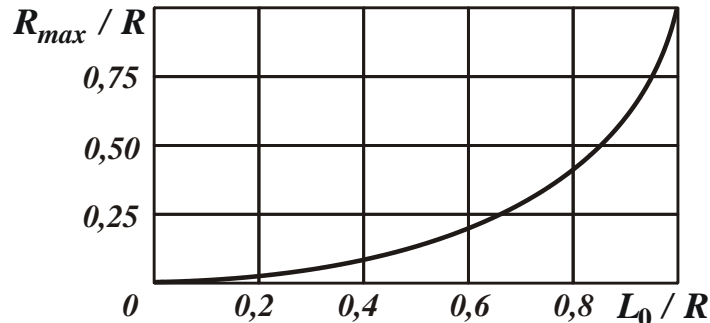
В узагальненому вигляді залежність (6.63) набуває вигляду:

$$\frac{R_{max}}{R} = \left(\frac{L_0}{R}\right)^2 \cdot \frac{1}{\left[1 + \sqrt{1 - \left(\frac{L_0}{R}\right)^2}\right]}. \quad (6.64)$$

Із залежності (6.64), табл. 6.3 та рис. 6.11 випливає, що зі зменшенням відношення L_0 / R відношення R_{max} / R зменшується приблизно за параболічною залежністю, тобто достатньо інтенсивне. Тому основною умовою зменшення параметра шорсткості обробки R_{max} слід розглядати зменшення параметра L_0 шляхом збільшення кількості абразивних зерен, що одночасно працюють в умовах їх одношарового розташування (рис. 6.10,а), а також шляхом зменшення радіуса абразивного зерна R . Завдяки цьому, величина $L_0 \rightarrow 0$ й, відповідно, параметр $R_{max} \rightarrow 0$. Отже, у цьому випадку можна досягти значного зменшення параметра шорсткості обробки R_{max} .

Таблиця 6.3 – Розрахункові значення відношення R_{max}/R

L_0/R	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
R_{max}/R	0	0,02	0,083	0,2	0,4	1,0

Рисунок 6.11 – Залежність відношення R_{max}/R від відношення L_0/R

Параметр шорсткості поверхні R_{max} приймає граничне значення, що дорівнює товщині зрізу a_z окремим абразивним зерном (рис. 6.10,а). Відповідно, відношення a_z/R аналітично описується залежністю (6.64). За експериментальними даними професора Крагельського І. В., наведеними у роботі [90], процес мікрорізання здійснимий за умови $a_z/R = 0,14 \dots 0,17$. За меншими значеннями відношення a_z/R відбувається лише пружно-пластичне деформування оброблюваного матеріалу без утворення мікростружок. Тому найменших значень параметра R_{max} можна досягти в умовах переходу від процесу мікрорізання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. За умов $R_{max}/R = 0,17$ і $R_{max}/R_a = 4$, маємо: $R_a = 0,0425 \cdot R$. За умови $R = 0,5$ мкм (для зернистості 1/0) – $R_a = 0,021$ мкм.

За умови $a_z/R = 0,17$ граничне значення відношення L_0/R , згідно залежності (6.64), дорівнює 0,185. Отже, у процесі мікрорізання водночас має приймати участь у 5,4 рази більше абразивних зерен, ніж у випадку $L_0/R = 1$. Із цього можна встановити необхідну кількість абразивних зерен, розташованих на одиниці площі робочої частини абразивного інструменту, які забезпечать обробку із заданими значеннями a_z/R_{max} і $R_a = 0,25 \cdot R_{max}$.

Із урахуванням виразу $L_0 = R - \Delta$ маємо: $L_0/R = 1 - \Delta/R$, звідки визначається відношення

$$\frac{\Delta}{R} = 1 - \frac{L_0}{R} = 0,815. \quad (6.65)$$

За експериментальними даними професора Богомолова М. І., наведеними у роботі [90], граничні значення a_z / R , за якими здійснюється процес мікрорізання, змінюються у межах 0,04 ... 0,08. У цьому випадку параметр шорсткості поверхні R_{max} може набувати ще менших граничних значень: $R_{max} = (0,04 \dots 0,08) \cdot R$. Відповідно, параметр шорсткості поверхні $R_a = (0,01 \dots 0,02) \cdot R$. Якщо прийняти $R = 0,5$ мкм (для зернистості 1/0), то $R_a = 0,005 \dots 0,01$ мкм. Для виконання цієї умови у процесі мікрорізання має приймати участь ще більша кількість абразивних зерен, ніж у попередньому випадку, встановленому професором Крагельським І. В. Це досягається збільшенням поверхневої концентрації зерен або зменшенням продуктивності обробки (наприклад, зменшення тиску у зоні обробки під час абразивного полірування).

На рис. 6.12,а [90] наведено експериментально встановлені графіки зміни відносної опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні t_p зразків зі сплаву АМг4 після їх обробки різними методами, у тому числі після абразивного полірування пастою АСМ 1/0 (тобто зернистістю 1/0). Режим обробки: окружна швидкість полірувальника 50 м/с; питомий тиск 500 кПа. На рис. 6.12,б схематично показано спрощений вид даного графіка, отриманого після абразивного полірування, де $\bar{L}(y) = L(y) / L_0$ – відносна опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні; L_0 – базова довжина мікропрофілю обробленої поверхні, мм. Із сплаву АМг4 виготовляють вироби зі світловідбивними поверхнями космічного призначення.

Із рис. 6.12,а випливає, що функція t_p спочатку незначно збільшується вздовж осі ou , а потім після досягнення положення $y = a$ (тобто середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні) інтенсивно збільшується під кутом, близьким до 90° до осі ou . На кінцевій ділянці функція t_p , що розглядається, асимптотично прагне до одиничного значення. Очевидно, параметр шорсткості поверхні R_a у цьому випадку визначається початковою і кінцевою ділянками функція t_p (на рис. 6.12,а вони заштриховані). Тоді за умови $0,5 \cdot R_a = 0,5 \cdot R_{max} \cdot L_1$ маємо:

$$\frac{R_{max}}{R_a} = \frac{1}{L_1}, \quad (6.66)$$

де L_1 – безрозмірна величина ($L_1 \ll 1$).

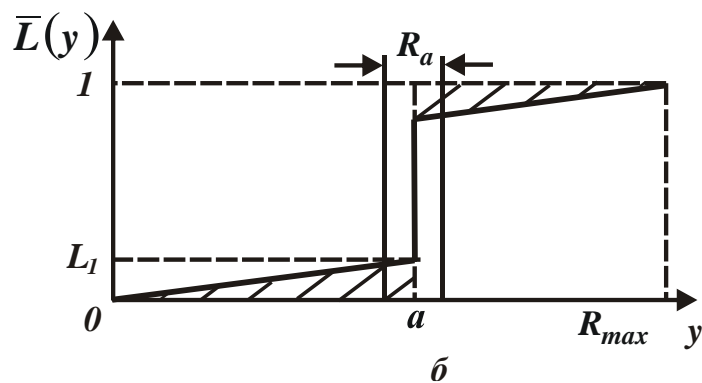
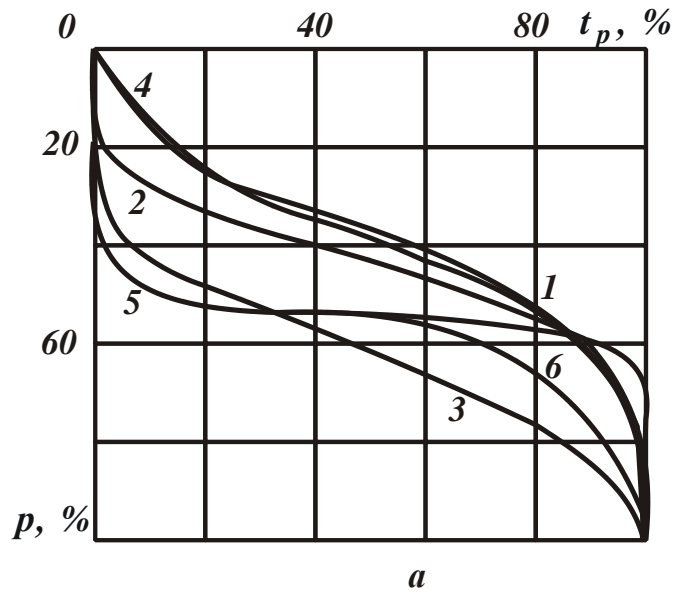


Рисунок 6.12– Відносні опорні довжини мікропрофілю обробленої поверхні зразків зі сплаву АМг4 після різних методів обробки (а) та вид спрощеної функції $\bar{L}(y)$ (б): 1 – прокат (вихідна поверхня); 2 – гідроабразивна обробка; 3 – тонке точіння; 4 – фрезування; 5 – абразивне полірування; 6 – алмазне точіння

Із залежності (6.66) випливає, що відношення R_{max}/R_a у цьому випадку значно більше одиниці. Це підтверджується експериментальними даними [90], згідно із якими відношення $R_{max}/R_a = 30,3$; $R_a = 0,1$ мкм; $R_{max} = 3,03$ мкм. Відповідно, безрозмірна величина $L_1 = 0,033$, тобто $L_1 \ll 1$. Такий характер зміни відношення R_{max}/R_a зумовлено, по-перше, наявністю на обробленій поверхні окремих глибоких рисок-подряпин, утворених більшими зернами, що входять до фракції зерен. По-друге, розташуванням частини абразивних зерен на різних висотах. Це також узгоджується із результатами досліджень, наведених у роботах [171, 181].

Тому із розкидом розмірів зерен та їх різновисотним розташуванням у зоні різання і пов'язана наявність на графіку (рис. 6.12, б) двох достатньо протяжних ділянок, що характеризуються незначною зміною функції $\bar{L}(y)$ вздовж осі oy . Очевидно, зменшуючи кількість значних за розміром зерен у загальній масі зерен, що приймають участь у процесі мікрорізання, можна суттєво зменшити початкову та кінцеву ділянки функції $\bar{L}(y)$ на рис. 6.12,б. В ідеалі функція $\bar{L}(y)$ набуде вигляду прямої лінії, яка фактично буде збігатися із положенням середньої лінії $y = a$. У цьому випадку відношення $R_{max}/R_a = 4$ (відповідно до рис. 6.10,б), а параметр шорсткості поверхні $R_a \rightarrow 0$.

Таким чином, теоретично та експериментально встановлено, що під час абразивного полірування зменшити параметр шорсткості поверхні R_a до мінімально можливого значення можна шляхом:

1) зменшення діапазону розкиду розмірів фракції зерен, що використовуються для обробки;

2) забезпечення переходу від процесу мікрорізання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу.

У зв'язку із цим важливою умовою зменшення параметра R_a слід розглядати застосування абразивних зерен овалізованої форми, що виключають утворення глибоких рисок-подряпин на оброблених поверхнях. У ході проведених експериментальних досліджень абразивного полірування із застосуванням абразивних зерен овалізованої форми (зернистістю 1/0) встановлено, що параметр шорсткості поверхні R_a зменшується до значення 0,01 мкм. Це цілком відповідає наведеним вище теоретичним даним для розглянутого випадку $a_z/R = 0,04 \dots 0,08$ (за експериментальними даними професора Богомолова М. І.). У результаті, як встановлено експериментально, забезпечуються світловідбивні властивості обробленої поверхні зразків зі сплаву АМг4, які обумовлені високими показниками шорсткості поверхні.

Висновки

1. Під час шліфування матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями (тверді сплави, високоміцні сталі, покриття, наплавлення, кераміки, ферити тощо) отримали широке застосування алмазні круги. Вони за-

безпечують підвищення продуктивності та якості обробки. Однак на практиці потенційні можливості цих кругів використовуються не повною мірою, оскільки шліфування здійснюється із застосуванням режимів різання, кінематичних схем і методів шліфування, а також шліфувальних верстатів, традиційних для звичайного абразивного шліфування. Це призводить до підвищеної витрати алмазу і збільшення собівартості обробки і не дозволяє домогтися суттєвого збільшення продуктивності обробки. Тому алмазні круги використовують в основному на операціях чистового шліфування та доведення. Попереднє шліфування, як і раніше, здійснюється абразивними кругами із відносно низькою якістю обробки. У зв'язку із цим, важливо встановити теоретичні рішення, що визначають умови суттєвого підвищення продуктивності обробки під час алмазного шліфування із урахуванням забезпечення економічно обґрунтованої витрати алмазу та високої якості обробки.

2. Проведений аналіз існуючих теоретичних підходів до моделювання та оптимізації параметрів процесу алмазного шліфування дозволяє зробити висновок про те, що одним із основних фізичних параметрів шліфування, які визначають технологічні показники обробки, є величина лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна i , відповідно, безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь затуплення зерен. Показано, що під час алмазного шліфування, що встановився у часі, величина лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна визначається параметрами режиму шліфування, характеристиками алмазного круга і оброблюваного матеріалу, включаючи міцність зерен, зв'язки і оброблюваного матеріалу. Це відкриває широкі можливості використання цієї величини для вирішення актуальних завдань суттєвого підвищення показників продуктивності, якості та точності обробки на операціях алмазного шліфування.

3. Розроблено новий теоретичний підхід до розрахунку оптимальних параметрів режимів алмазного шліфування, у якому за умову оптимізації використано величину навантаження, що діє на окреме зерно алмазного круга, а у якості оптимізованого параметра – величину лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування та випадіння зі зв'язки круга. Це дозволило визначити максимально можливу продуктивність обробки та оптимальні параметри режиму шліфування із урахуванням властивостей міцності робочої поверхні алмазного круга та технологічних обмежень обробки, включаючи зношування алмазного круга.

4. Проведено теоретичний аналіз умов підвищення продуктивності обробки та зниження питомої витрати алмазу для різних кінематичних схем алмазного шліфування матеріалів підвищеної твердості, включаючи схеми круглого зовнішнього, внутрішнього і плоского шліфування із поздовжньою і радіальною подачами. Визначено оптимальні параметри режиму шліфування із урахуванням зміни параметрів ріжучого рельєфу алмазного круга в результаті зношування алмазних зерен. Теоретично встановлено наявність екстремуму (мінімуму) питомої витрати алмазу від параметрів режиму шліфування і визначено екстремальне значення узагальненого параметру шліфування, що враховує ступінь зношування алмазних зерен до моменту їх об'ємного руйнування і випадіння зі зв'язки круга або передчасного випадіння зі зв'язки круга без руйнування. Показано переважний вплив величини лінійного зношування зерна на продуктивність обробки і питому витрату алмазу. Аналітично встановлено, що основною умовою суттєвого підвищення продуктивності обробки є підтримка на робочій поверхні алмазного круга високорозвиненого ріжучого рельєфу, що характеризується високою гостротою ріжучих алмазних зерен. Показано ефективність застосування для цього глибинного шліфування та електрофізикохімічних методів правлення алмазних кругів на металевих зв'язках.

5. Розроблено спрощену фізичну модель глибинного алмазного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі, що розглядає у взаємозв'язку кінематичні параметри із параметрами процесу стружкоутворення, зношування алмазного круга та його ріжучого рельєфу, що дозволило:

встановити замкнуту систему рівнянь, що з єдиних позицій описують основні фізичні та технологічні параметри шліфування із урахуванням параметрів режиму різання, характеристик круга і деталі, включаючи фізико-механічні властивості зерен круга та оброблюваного матеріалу;

розкрити фізичну сутність процесу шліфування, яка полягає в тому, що змінним параметром є величина лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування та випадіння зі зв'язки круга, а постійним (незалежно від схеми шліфування та режимів різання) – величина навантаження, що діє на окреме зерно круга. Показано, що ці параметри є визначальними під час алмазного шліфування;

сформулювати фізичні умови суттєвого збільшення продуктивності обробки за умови одночасного зменшення питомої витрати алмазу шляхом управління величиною лінійного зношування зерен круга.

6. У роботі встановлено зв'язок параметрів різального рельєфу алмазного круга із шорсткістю та продуктивністю обробки під час шліфування. Для цього отримано аналітичну залежність для визначення параметру шорсткості обробки R_{max} , яка містить параметри режиму різання, характеристики алмазного круга та оброблюваної деталі, безрозмірний коефіцієнт, що визначає ступінь зношування (згладженість) ріжучого рельєфу алмазного круга. Встановлено, що цей безрозмірний коефіцієнт найбільше впливає на параметр шорсткості обробки R_{max} – із його зменшенням параметр шорсткості обробки R_{max} може значно зменшуватися. Виходячи із цього, проведено теоретичний аналіз впливу механізму зношування алмазного круга на параметри його ріжучого рельєфу. Встановлено, що зі збільшенням міцності утримання зерна у зв'язці алмазного круга максимальна (імовірнісна) товщина зрізу зменшується, а безрозмірний коефіцієнт збільшується, у результаті чого ріжучий рельєф алмазного круга стає більш згладженим. Це приводить до зменшення параметра шорсткості обробки R_{max} .

7. У роботі наведено аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки. Показано, що під час обробки вільним абразивом основними умовами зменшення шорсткості поверхні є зменшення зернистості абразиву та збільшення поверхневої концентрації зерен у зоні різання. Встановлено, що найменші значення висотних параметрів шорсткості поверхні під час абразивного полірування досягаються за умови переходу від процесу мікрорізання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Це підтверджено результатами експериментальних досліджень відносної опорної довжини мікропрофілю обробленої поверхні зразків зі сплаву АМг4 після обробки абразивним поліруванням пастою АСМ 1/0. При цьому встановлено, що шорсткість обробленої поверхні в основному залежить від наявності на ній окремих глибоких рисок-подряпин, що утворюються у результаті роботи значних за розміром зерен, які є у основній масі зерен зернистістю 1/0, а також у результаті різновисотного розташування зерен у зоні різання. Тому для їх видалення необхідно зменшувати діапазон розкиду розмірів зерен, що використовують під час обробки, та застосовувати абразивні зерна овалізованої форми. Результати досліджень рекомендується використовувати під час абразивного полірування світловідбивних поверхонь виробів космічного призначення, що забезпечують зниження світлової дії та ймовірності виникнення температурних деформацій виробів шляхом зменшення шорсткості поверхні.

Розділ 7

Технологічне забезпечення умов оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування

7.1. Розроблення загального теоретичного підходу до оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування

На практиці отримали широке застосування процеси алмазного електроерозійного шліфування кругами на металевих зв'язках, які засновані на введенні у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. Це дозволяє завдяки ударно-термічному руйнуванню металевої зв'язки алмазного круга та продуктів обробки, що утримуються на робочій поверхні круга, постійно підтримувати його гострий ріжучий рельєф, що сприяє зниженню сили та температури різання. У результаті шліфування здійснюється із високими показниками якості та продуктивності обробки. Особливо це стосується виробів, виготовлених із матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями (головним чином, із підвищеною твердістю – це тверді сплави, зносостійкі покриття та наплавлення, високотверді керамічні матеріали, алмази тощо).

Водночас багаторічний досвід застосування алмазного електроерозійного шліфування вказує на значні труднощі у його реалізації. У одних випадках виявляється недостатньо електричної енергії, що підводиться у зону різання, для своєчасного термічного руйнування металевої зв'язки алмазного круга і продуктів обробки. У результаті алмазний круг засалюється і швидко затуплюється, що знижує його ріжучу здатність і не дозволяє реалізувати потенційні можливості алмазного електроерозійного шліфування. У інших випадках, завдяки інтенсивній електричній дії на алмазний круг спостерігається його підвищене зношування, а завдяки дії електричних розрядів на оброблювану деталь – погіршення якості обробки. Тому необхідно знати оптимальну кількість електричної енергії, що підводиться у зону різання, для забезпечення своєчасного термічного руйнування металевої зв'язки алмазного круга і продуктів обробки та безперервного підтримання його високої ріжучої здатності у процесі алмазного електроерозійного шліфування. Це потребує розроблення теоретичного підходу до оптимального управління параметрами алмазного електроерозійного шліфування. Складність розв'язання цього

завдання полягає у тому, що процес шліфування у цих умовах обумовлений проявом як механічного, так і електроерозійного (теплого) чинників. Цим можна пояснити відсутність теоретичного підходу до розрахунку оптимальних умов здійснення алмазного електроерозійного шліфування.

У розділі 6 встановлено, що одним із основних фізичних параметрів шліфування, що визначає технологічні показники обробки (критерії оптимізації), є величина лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна x і, відповідно, безрозмірний коефіцієнт η , що враховує ступінь затуплення зерен. У процесі звичайного алмазного шліфування, що встановився у часі, величина x визначається параметрами режиму шліфування, характеристиками круга і оброблюваного матеріалу, включаючи міцність зерен, зв'язки і оброблюваного матеріалу. Встановлено, що для кожного режиму шліфування і кожної характеристики алмазного круга існує цілком конкретний стан ріжучого рельєфу алмазного круга, обумовлений величиною зношування зерна x , за яким алмазний круг працює у режимі самозаточування, тобто у режимі рівномірного у часі зношування алмазного круга.

Під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці з введенням у зону різання додаткової електричної енергії зношування зв'язки алмазного круга відбувається у результаті її термічного руйнування від дії електричних розрядів. Отже, швидкість зношування зв'язки алмазного круга та умови стабілізації його ріжучого рельєфу залежать від інтенсивності електричних розрядів. Таким чином, зміною електричного режиму алмазного електроерозійного шліфування можна змінювати стан ріжучого рельєфу алмазного круга, величину лінійного зношування зерен до моменту їх випадання зі зв'язки круга й, відповідно, всі вихідні технологічні показники процесу, які, як показано у розділі 6, визначаються величиною x (безрозмірним коефіцієнтом η).

Виходячи із цього, основною умовою підвищення ефективності алмазного електроерозійного шліфування слід розглядати можливість оптимізації його параметрів із позиції зміни величини x (безрозмірного коефіцієнту η).

Для цього необхідно знати взаємозв'язок величини x та, відповідно, безрозмірного коефіцієнту η із інтенсивністю електричних розрядів, що виникають у зоні різання. Встановлений зв'язок, за суттю, кількісно виражатиме необхідну умову здійснення алмазного електроерозійного шліфування – стабілізацію у часі різального рельєфу алмазного круга та параметрів обробки.

Для виконання достатньої умови здійснення алмазного електроерозійного шліфування необхідно знати оптимальні значення величини x та безроз-

мірного коефіцієнту η , виходячи із забезпечення одного із критеріїв оптимізації, користуючись розрахунковими залежностями для визначення основних технологічних параметрів шліфування.

Отже, підвищити ефективність алмазного електроерозійного шліфування можна застосуванням режиму шліфування та режиму роботи джерела технологічного струму, що забезпечують реалізацію оптимальних значень величини x та безрозмірного коефіцієнта η . За таким підходом оптимальні умови шліфування різних за фізико-механічними властивостями матеріалів відрізнятимуться лише оптимальними значеннями величини x та безрозмірного коефіцієнту η . Це дозволить із високою ефективністю обробляти тверді сплави та високоміцні сталі, наплавні та інші важкооброблювані матеріали.

Тому під час вирішення оптимізаційних завдань важливо розглядати дві умови (необхідну та достатню) здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування.

Очевидно, для кожного ріжучого рельєфу алмазного круга існує конкретна швидкість зношування алмазних зерен. Тому експериментальним шляхом нескладно визначити швидкість електроерозійної дії на алмазний круг, що забезпечує виконання необхідної умови.

Виконати достатню умову значно складніше, оскільки необхідно знати модель оптимального різального рельєфу алмазного круга та параметри, що його визначають. Експериментальним шляхом вирішити це завдання складно, необхідно розробити теоретичний підхід до оптимізації параметрів алмазного електроерозійного шліфування.

Для того щоб здійснити оптимізацію процесу алмазного шліфування, необхідно встановити аналітичні залежності для визначення основних технологічних параметрів шліфування, які можна використати у якості критеріїв оптимізації процесу. Такі залежності повинні містити параметри режиму шліфування, характеристики алмазного круга та оброблюваної деталі, включаючи параметри ріжучого рельєфу алмазного круга: висоту виступання алмазних зерен над рівнем зв'язки круга, поверхневу концентрацію зерен, величину лінійного зношування зерен тощо. Виходячи із цього, важливо теоретично обґрунтувати параметри енергетично рівноважного процесу шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках та на цій основі розробити практичні рекомендації технологічного забезпечення умов оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування. Все це дозволить забезпечити підвищення якості, точності та продуктивності обробки.

7.2. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування без урахування зношення зерен круга

Шліфувальний круг може працювати у режимі затуплення та самозаточування. У другому випадку відбувається рівномірне у часі зношування шліфувального круга із постійною швидкістю V . Час роботи круга до повного зношування дорівнює $\tau = H/V$, де H – товщина абразивного шару круга, м. Час роботи окремого різального зерна круга дорівнює $\tau_1 = a_{z_{max}}/V$, де $a_{z_{max}}$ – максимальна товщина зрізу під час шліфування, м. Як видно, чим більше $a_{z_{max}}$, тим більше час $\tau_1 = a_{z_{max}}/V$. Максимальна товщина зрізу $a_{z_{max}}$ визначається стійкістю зерна у зв'язці круга. Тому важливо зробити розрахунок параметру $a_{z_{max}}$. Для цього розглянемо умови стійкості зерен у зв'язці круга до моменту їх випадання у процесі шліфування. Оцінимо рівноважний стан системи "зерно-зв'язка", навантаженої із боку оброблюваного матеріалу силою P_{z_1} . Умовою рівноваги системи "зерно-зв'язка" є рівність моментів від сили P_{z_1} та реакції закладення $m = f(h)$ (рис. 7.1).

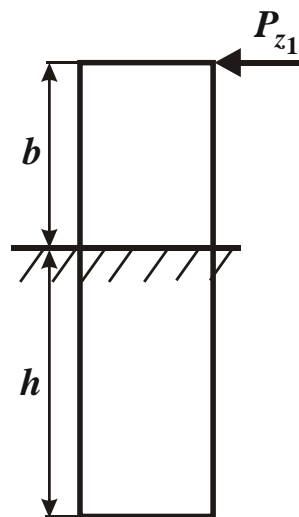


Рисунок 7.1 – Розрахункова схема рівноважного стану системи "зерно-зв'язка"

Прийmemo момент від сили P_{z_1} у вигляді $M = P_{z_1} \cdot b$, а момент від реакції закладення $m = f(h)$ у вигляді $m = a \cdot h$, де b – висота виступання зерна над рівнем зв'язки круга, м; h – глибина залягання зерна у зв'язці круга, м;

a – експериментальна характеристика, що визначає властивості міцності зв'язки круга, Н.

Виразимо величину h через висоту виступання зерна над рівнем зв'язки круга b залежністю: $h = \bar{X} - b$, де \bar{X} – розмір зерна (зернистість круга), м.

Тоді за умови рівності моментів M і m , маємо:

$$P_{z_1} = a \cdot \left(\frac{\bar{X}}{b} - 1 \right). \quad (7.1)$$

Як впливає із отриманої залежності (7.1), зі збільшенням параметру b тангенціальна складова сили різання P_{z_1} , що діє на ріжуче зерно, зменшується.

За умов різання тангенціальну складову сили різання P_{z_1} слід подати у вигляді $P_{z_1} = \sigma \cdot S$, де σ – умовне напруження різання, Н/м²; $S = 0,5 \cdot a_{z_{max}}^2$ – площа поперечного перерізу зрізу окремим різальним зерном круга, м².

Тоді тангенціальна складова сили різання P_{z_1} аналітично визначиться:

$$P_{z_1} = 0,5 \cdot \sigma \cdot a_{z_{max}}^2. \quad (7.2)$$

Як видно, тангенціальна складова сили різання P_{z_1} , що діє на окреме зерно круга, тим менше, чим менше параметри σ і $a_{z_{max}}$. Після підстановки залежності (7.2) у залежність (7.1), отримано:

$$a_{z_{max}} = \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\sigma} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{b} - 1 \right)}. \quad (7.3)$$

Максимальна товщина зрізу $a_{z_{max}}$ збільшується зі збільшенням параметрів a , \bar{X} та зменшенням параметрів σ і b .

Із залежності (7.3) випливає, що між параметрами $a_{z_{max}}$ і b існує цілком однозначний зв'язок: чим більше задане значення b , тим менше $a_{z_{max}}$ і навпаки. Це пов'язано зі зміною глибини залягання зерна у зв'язці круга h .

Із фізичної точки зору параметр $a_{z_{max}}$ може бути збільшений до значення b . Тому визначимо граничне значення $a_{z_{max}}$ за умови $a_{z_{max}} = b$. Для цього перетворемо залежність (7.3) до вигляду:

$$\frac{a_{z_{max}}^2 \cdot \sigma}{2 \cdot a} = \frac{\bar{X}}{a_{z_{max}}} - 1 \quad (7.4)$$

або

$$a_{z_{max}}^3 + \frac{2 \cdot a}{\sigma} \cdot a_{z_{max}} - \frac{2 \cdot a}{\sigma} \cdot \bar{X} = 0. \quad (7.5)$$

У результаті отримано трансцендентне рівняння, вирішити яке можна чисельним методом. Враховуючи важливість отримання аналітичного рішення, рівняння (7.4) слід спростити, нехтуючи доданком (-1) , що стоїть у правій частині рівняння. Тоді рівняння (7.4) набуде спрощеного вигляду:

$$\frac{a_{z_{max}}^2 \cdot \sigma}{2 \cdot a} = \frac{\bar{X}}{a_{z_{max}}} - 1, \quad (7.6)$$

звідки

$$a_{z_{max}} = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot a \cdot \bar{X}}{\sigma}}. \quad (7.7)$$

Як видно із залежності (7.7), збільшити параметр $a_{z_{max}}$ можна збільшенням параметрів a , \bar{X} та зменшенням умовного напруження різання σ . Причому, усі три зазначені параметри входять у залежність (7.7) із однаковим ступенем. Знаючи параметр $a_{z_{max}}$, можна визначити час роботи зерна у крузі:

$$\tau_1 = \frac{a_{z_{max}}}{V} = \frac{1}{V} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\sigma} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{b} - 1 \right)}. \quad (7.8)$$

Далі розглянемо умови стійкості зерен у зв'язці круга до моменту їх випадіння від дії радіальної складової сили різання P_{y_1} (рис. 6.8). Умовою рівноваги системи "зерно-зв'язка" є рівність радіальної складової сили різання P_{y_1} та реакції залягання зерна у зв'язці круга $a_1 \cdot h$, де a_1 – експериментальна характеристика, що визначає властивості міцності зв'язки круга; h – глибина залягання зерна у зв'язці круга, м.

За умови $h = \bar{X} - b$, маємо:

$$P_{y_1} = a_1 \cdot (\bar{X} - b). \quad (7.9)$$

Як впливає із залежності (7.9), радіальна складова сили різання P_{y_1} тим більше, чим менше висота виступання зерна над рівнем зв'язки круга b і більше параметр a_1 , тобто чим міцніше зв'язка круга.

Подамо радіальну складову сили різання P_{y_1} у вигляді:

$$P_{y_1} = \frac{P_{z_1}}{K_{ш}}, \quad (7.10)$$

де $K_{ш}$ – коефіцієнт шліфування.

Тоді, із урахуванням залежності (7.2), радіальна складова сили різання P_{y_1} набуде вигляду:

$$P_{y_1} = \frac{\sigma \cdot a_{z_{max}}^2}{2 \cdot K_{ш}} . \quad (7.11)$$

Виразимо умовне напруження різання σ через коефіцієнт шліфування $K_{ш}$, використовуючи відому залежність [88]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{см}}{K_{ш}} , \quad (7.12)$$

де $\sigma_{см}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на стиск, Н/м².

Після підстановки залежності (7.12) у залежність (7.11), отримано:

$$P_{y_1} = \frac{\sigma \cdot a_{z_{max}}^2}{K_{ш}^2} . \quad (7.13)$$

Як видно, радіальна складова сили різання P_{y_1} тим менше, чим менше параметри $\sigma_{см}$, $a_{z_{max}}$ і більше $K_{ш}$. Після підстановки залежності (7.14) у залежність (7.9) виразимо її відносно параметру $a_{z_{max}}$:

$$a_{z_{max}} = K_{ш} \cdot \sqrt{\frac{a_1 \cdot (\bar{X} - b)}{\sigma_{см}}} . \quad (7.14)$$

Таким чином, за умови стійкості зерен зв'язки круга до моменту їх випадання у результаті дії на них радіальної складової сили різання P_{y_1} встановлено максимальну товщину зрізу $a_{z_{max}}$.

Із залежності (7.14) випливає значний вплив на максимальну товщину зрізу $a_{z_{max}}$ коефіцієнта шліфування $K_{ш}$: із його збільшенням максимальна товщина зрізу $a_{z_{max}}$ пропорційно збільшується. Збільшення коефіцієнта шліфування $K_{ш}$ обумовлено підвищенням ріжучої здатності круга. Отже, чим вище ріжуча здатність круга, тим більше граничне значення максимальної товщини зрізу $a_{z_{max}}$. Збільшити максимальну товщину зрізу $a_{z_{max}}$ можна також зменшенням висоти виступання зерна над рівнем зв'язки круга b та збільшенням міцності зв'язки круга, яка визначається параметром a_1 .

7.3. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування із урахуванням зношування зерен круга

Розглянемо фізичну сутність умови рівномірного у часі зношування алмазного круга шляхом використання розрахункової схеми (рис. 7.2), на якій прийнято позначення: $V'_{дет}$ – швидкість оброблюваної деталі, м/с; x – величина лінійного зношування зерна, м; H – максимальна глибина впровадження оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга, відраховуючи її від вершини вихідного (незношеного) максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна, м; $H_{max} = (1 - \eta) \cdot H$ – максимальна (імовірнісна) товщина зрізу, м; $\eta = x / H$ – безрозмірний коефіцієнт, що враховує ступінь затуплення зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для гострого зерна, $\eta \rightarrow 1$ для затупленого зерна); b – максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки круга, м; Δ – товщина шару міжзеренного простору круга, що заповнюється стружками, м; 2γ – кут у вершини конусоподібного різального зерна; $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

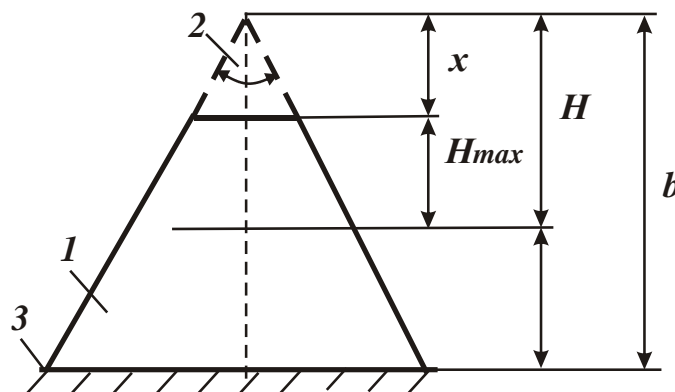


Рисунок 7.2 – Розрахункова схема параметрів шліфування:
1 – зерно; 2 – зношена частина зерна; 3 – рівень зв'язки круга

Прийmemo, що зв'язка круга із часом обробки зношується зі швидкістю $V_{зв}$. Це може бути обумовлено роботою круга у режимі самозаточування або у режимі безперервної механічного чи електроерозійного (електрохімічного) правлення алмазного круга, або електроерозійного шліфування. Тоді для виконання умови рівномірного у часі зношування круга величина $(b - H)$ повинна залишатися постійною. Це буде досягтися у тому випадку, якщо кожна точка рівня H , що визначає максимальну глибину впровадження

оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга, переміщається у вертикальному напрямку із постійною швидкістю $V_{зв}$, а параметри x , H і b залишаються постійними із часом обробки. Швидкість руху прямолінійного зразка за нормаллю до робочої поверхні круга при цьому дорівнює: $(V'_{дет} + V_{зв})$.

Тоді час контакту ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом до моменту його випадіння зі зв'язки круга визначиться:

$$\tau_{зв} = \frac{H}{V_{зв}}. \quad (7.15)$$

Упродовж цього терміну ріжуче зерно зноситься на величину x , тобто час зношування зерна дорівнює:

$$\tau_{зер} = \frac{x}{V_{зер}}, \quad (7.16)$$

де $V_{зер}$ – середня швидкість зношування зерна круга, м/с.

За умови $\tau_{зв} = \tau_{зер}$ отримано:

$$V_{зв} = V_{зер} \cdot \frac{H}{x} = \frac{V_{зер}}{\eta} \quad (7.17)$$

або

$$\frac{V_{зер}}{V_{зв}} = \eta. \quad (7.18)$$

Таким чином, отримано аналітичну залежність, що ув'язує параметри $V_{зв}$ і $V_{зер}$.

У теорії шліфування прийнято вважати, що умовою стабілізації у часі процесу шліфування є рівність швидкостей зношування зерен і зв'язки круга $V_{зв} = V_{зер}$. Насправді, як випливає із залежності (7.18), стабілізувати процес шліфування можна за умови $V_{зв} = V_{зер}$ ($0 < \eta < 1$). За умови $V_{зв} = V_{зер}$ ($\eta = 1$) процес різання під час шліфування неможливий. Винятком є лише процес шліфування синтетичних надтвердих матеріалів, коли практично відсутнє впровадження зерен алмазного круга у оброблюваний матеріал. У цьому випадку $x \rightarrow H$, тобто $\eta \rightarrow 1$.

Слід зазначити, що швидкість зношування зерна $V_{зер}$ залежить від величини його лінійного зношування x . Зі збільшенням величини x швидкість зношування зерна $V_{зер}$, очевидно, зменшується. При цьому безрозмірний коефіцієнт $\eta = x/H$ збільшується (за умови $H = const$). За суттю, швидкість

зношування зерна $V_{зep}$ визначається залежністю $V_{зep} = f(1/\eta)$. Це приводить до ще більш інтенсивного зменшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта η відповідно до залежності (7.18). Отже, величина x протилежно впливає на параметри $V_{зep}$ та η . Це не порушує закономірності зміни швидкості зношування зв'язки $V_{зв}$ від безрозмірного коефіцієнта η , лише посилює інтенсивність зміни $V_{зв}$ від η . Цим доведено, що швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ цілком однозначно визначається безрозмірним коефіцієнтом η . Зменшити швидкість зношування зв'язки $V_{зв}$ можна збільшенням безрозмірного коефіцієнту η (рис. 7.3,а).

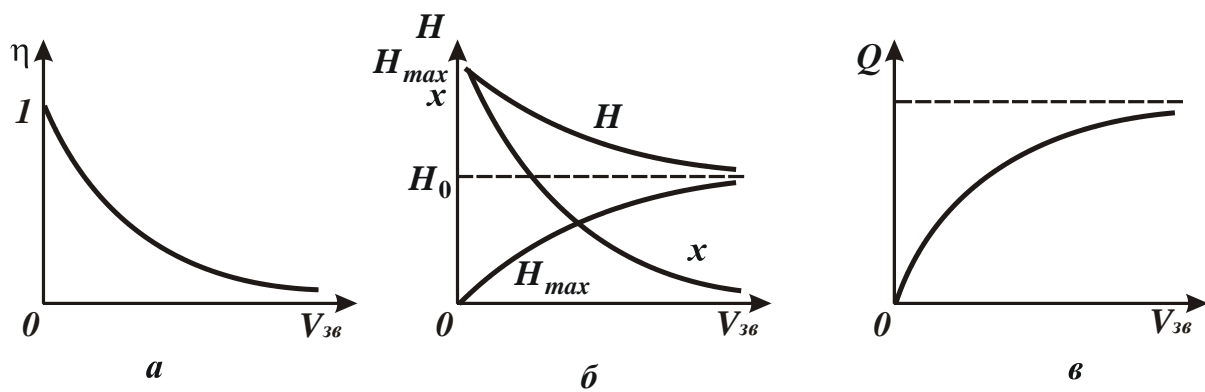


Рисунок 7.3 – Характер зміни безрозмірного коефіцієнта η та параметрів H , H_{max} , x , Q зі зміною швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$

Проведемо аналіз характеру зміни параметрів H , $H_{max} = (1 - \eta) \cdot H$, $x = H - H_{max}$ та продуктивності обробки Q у зв'язку зі зміною параметрів $V_{зв}$ та η . Параметри H і Q описуються залежностями (6.13) і (6.44).

Як впливає із рис. 7.3, зменшення безрозмірного коефіцієнта η внаслідок збільшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ приводить: до зменшення параметра H (до значення H_0), до збільшення параметра H_{max} (від нуля до значення H_0), до зменшення параметра $x \rightarrow 0$ та збільшення продуктивності обробки Q . Виходячи із залежності (6.15), значення H_0 дорівнює значенню параметра H за умови $\eta = 0$. Таким чином показано, що збільшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ (наприклад, шляхом механічної, електроерозійної або електрохімічної дії на робочу поверхню алмазного круга) призводить до зменшення безрозмірного коефіцієнта η , а через нього – всіх основних параметрів шліфування (рис. 7.4).

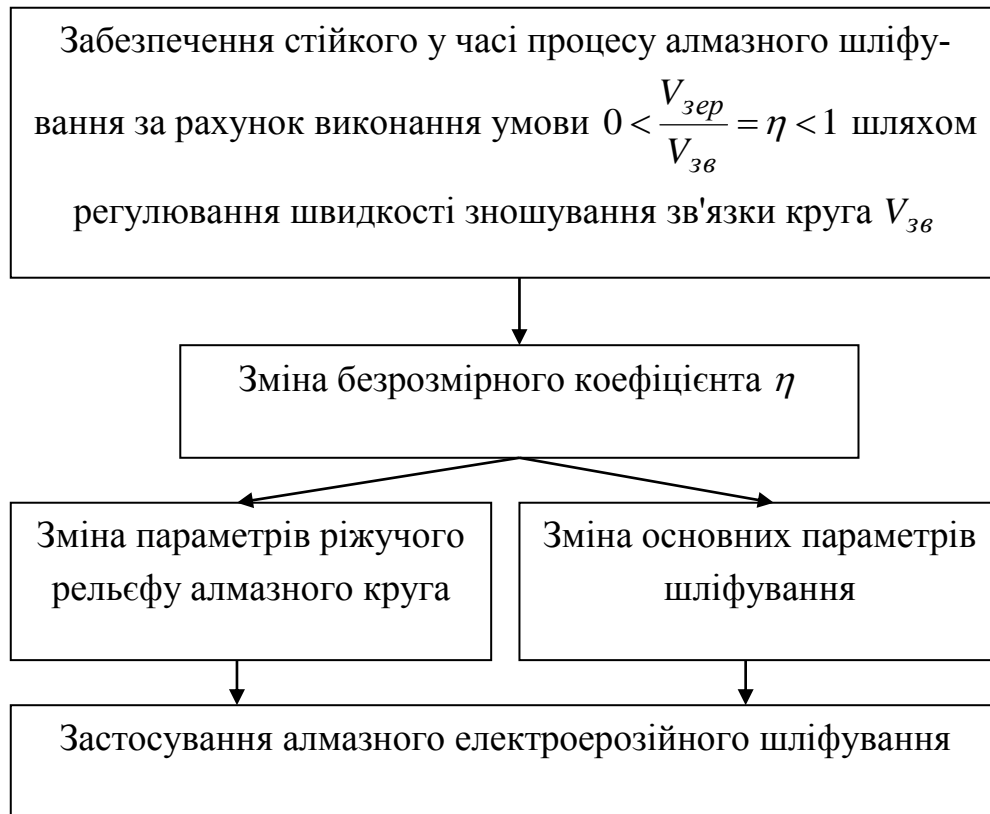


Рисунок 7.4 – Структурна схема, що показує вплив швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ на основні параметри шліфування

Під час звичайного алмазного шліфування швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ обумовлена інтенсивністю її тертя із оброблюваним матеріалом (продуктами обробки), а під час алмазного електроерозійного шліфування – інтенсивністю електроерозійного (ударно-термічного) руйнування металевої зв'язки алмазного круга внаслідок дії електричних розрядів, що виникають у зоні різання. Очевидно, зі збільшенням електроерозійної дії на металеву зв'язку алмазного круга буде збільшуватися швидкість її зношування й, відповідно, продуктивність обробки. Як буде показано далі, саме цим чинником пояснюється основний ефект алмазного електроерозійного шліфування.

Проведемо теоретичний аналіз шляхів підвищення продуктивності алмазного шліфування із урахуванням поділу максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки круга b на три складові, що дорівнюють, відповідно, величині лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна x , максимальній товщині зрізу H_{max} і товщині шару Δ , заповнюваного стружками, що утворюються, та іншими продуктами обробки (рис. 7.2). Оскільки параметр $H = x + H_{max}$ визначається залежністю (6.49), то максимальна висота виступання зерен над рівнем зв'язки b аналітично виразиться:

$$b = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}} + \frac{V_{дет} \cdot t}{V_{кр}} \cdot \xi \quad (7.19)$$

або

$$b = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot (1 - \eta^2)}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} + \frac{Q}{V_{кр} \cdot B} \cdot \xi \quad (7.20)$$

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

B – ширина круга, м;

$V_{дет}$ – швидкість деталі під час круглого зовнішнього (внутрішнього та плоского) шліфування, м/с;

t – глибина шліфування, м;

\bar{X} – зернистість круга, м;

m – об'ємна концентрація зерен круга;

$\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$;

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

ξ – коефіцієнт, що враховує ступінь заповнення стружкою міжзеренного простору круга ($\xi > 1$).

Перший доданок у правій частині рівняння (7.20) визначає глибину впровадження оброблюваного матеріалу у робочу поверхню круга H , а другий – висоту міжзеренного простору круга, що заповнюється стружкою Δ . У міру затуплення зерен (збільшення безрозмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$) за умови $b = const$ перший доданок збільшується, а другий доданок зменшується.

Безрозмірний коефіцієнт ξ залежить від оброблюваного матеріалу. Під час обробки твердих сплавів та інших крихких матеріалів $\xi \approx 1$, пластичних матеріалів $\xi > 1$. Очевидно, за певних умов безрозмірний коефіцієнт ξ може набувати відносно великі значення. Тоді другий доданок рівняння (7.20) прийме значення, близькі до величини b . У цьому випадку процес шліфування практично неможливий. Цим, власне, і пояснюється низька ефективність алмазного шліфування високоміцних сталей, наплавлених та інших пластичних матеріалів, коли утворюються довгі стружки, що повністю заповнюють міжзеренний простір алмазного круга та практично виключають участь зерен у процесі різання.

Для ефективного ведення процесу шліфування необхідно зменшити безрозмірний коефіцієнт ξ , наприклад, шляхом застосування алмазного

електроерозійного шліфування, що забезпечує часткове ударно-термічне руйнування стружок. Найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η , оскільки за умови $\eta \rightarrow 1$ перший доданок рівняння (7.20) прагне до нескінченності. Із цього випливає, що основною умовою суттєвого збільшення продуктивності обробки необхідно розглядати забезпечення високої гостроти ріжучих зерен. При цьому необхідно домагатися збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки (збільшення параметра b) та зменшення безрозмірного коефіцієнта ξ . Ефективним технічним рішенням цієї задачі є застосування методу алмазного електроерозійного шліфування. У результаті збудження у зоні різання електричних розрядів відбувається термічне руйнування поверхневих шарів металеві зв'язки алмазного круга і часткове згоряння (випаровування) стружок, що утворюються, оброблюваного металу або сплаву. Отже, здійснюється цілеспрямоване примусове видалення зерен, що затупилися, та забезпечуються основні умови підвищення продуктивності обробки Q (рис. 7.5): зменшуються безрозмірні коефіцієнти η і ξ , збільшується параметр b .

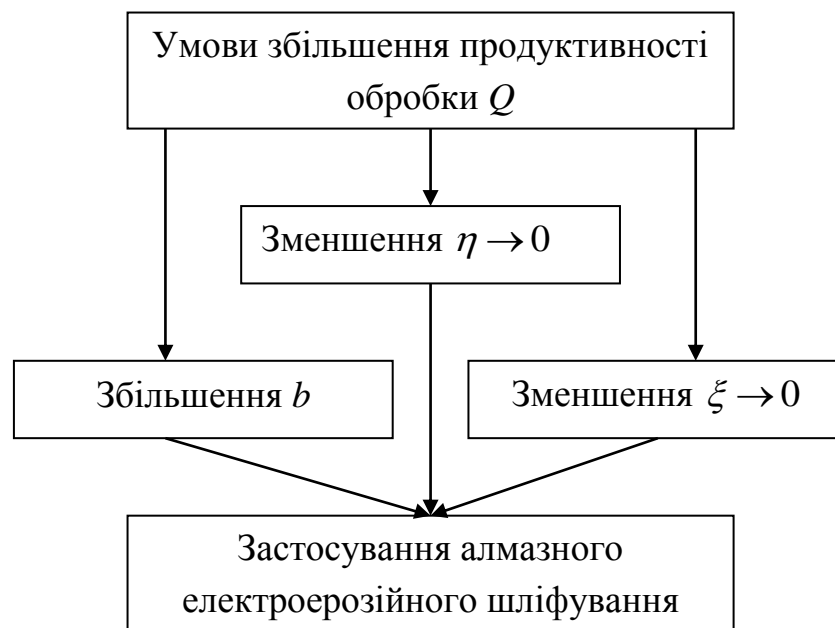


Рисунок 7.5 – Структурна схема умов збільшення продуктивності обробки Q

Проведемо більш детальний аналіз залежності (7.20).

За умови $b = const$ збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням швидкості круга $V_{кр}$, ширини шліфування B , концентрації круга m , глибини шліфування t та зменшенням безрозмірного коефіцієнта ξ .

Зі збільшенням зернистості круга \bar{X} покращуються умови вміщуваності стружок, що утворюються, у міжзеренному просторі круга і, очевидно, повинен зменшитися безрозмірний коефіцієнт ξ . Це створює умови збільшення продуктивності обробки Q (завдяки переважаючого впливу другого доданку рівняння (7.20)).

Із рівняння (7.20) також впливає можливість збільшення продуктивності Q шляхом збільшення максимальної висоти виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга b . Найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η , оскільки за умови $\eta \rightarrow 1$ перший доданок рівняння (7.20) прагне до нескінченності.

Із цього випливає, що основною умовою суттєвого збільшення продуктивності обробки необхідно розглядати забезпечення високої гостроти ріжучих зерен алмазного круга. При цьому необхідно домагатися збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга (збільшення параметра b) та зменшення безрозмірного коефіцієнта ξ . Ефективним технічним рішенням цього завдання слід розглядати застосування методу алмазного електроерозійного шліфування. Завдяки збудженню у зоні різання електричних розрядів відбувається термічне руйнування поверхневих шарів металевої зв'язки алмазного круга і часткове згоряння (випаровування) стружок, що утворюються, оброблюваного металу або сплаву. У результаті здійснюється цілеспрямоване видалення зерен, що затупилися, забезпечуються основні умови підвищення продуктивності обробки Q (рис. 7.2): зменшуються безрозмірні коефіцієнти η і ξ та збільшується параметр b .

Розв'яжемо рівняння (7.20) відносно невідомого параметра Q . Для цього скористаємося результатами розрахунків, отриманих у п. 6.4, згідно яким за умови $\eta < 0,8$ безрозмірний коефіцієнт η визначається залежністю (6.17), а за умови $0,8 < \eta < 1,0$ – залежністю (6.18).

У разі $\eta < 0,8$ перший доданок рівняння (7.20) після нескладних перетворень виразиться:

$$H = \frac{H_0^{4/3}}{\sqrt[3]{H_0 - x}} \approx \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{H_0 - x}}. \quad (7.21)$$

Відповідно, рівняння (7.20) набуде вигляду:

$$b = \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{H_0 - x}} + \frac{Q}{V_{кр} \cdot B} \cdot \xi. \quad (7.22)$$

У результаті дійшли до квадратного рівняння відносно невідомого параметра Q , розглядаючи у першому наближенні величину H_0 як незалежну від параметра Q .

Розв'язання квадратного рівняння (7.22):

$$Q = \frac{V_{кр} \cdot B \cdot b^2}{\xi \cdot \left[\sqrt{\frac{1}{4 \cdot \xi \cdot (H_0 - x)^{2/3}} \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} + b} + \frac{0,5}{\xi^{1/2} \cdot (H_0 - x)^{1/3}} \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \right]^2} \cdot (7.23)$$

Як впливає із залежності (7.23), найбільше впливає на продуктивність обробки Q різниця параметрів ($H_0 - x$). Із її зменшенням продуктивність обробки Q зменшується до нуля. Це відбувається шляхом збільшення величини лінійного зношування зерна x до значення H_0 , тобто за умови $x \rightarrow H_0$ (рис. 7.6). Тому із метою збільшення продуктивності обробки Q слід збільшувати параметр H_0 , який за фізичною суттю визначає максимальну товщину зрізу незношеними зернами алмазного круга (тобто під час шліфування алмазним кругом після його правлення). Відповідно до наведеної вище залежності визначення параметра H_0 , його збільшення зумовлено, насамперед, збільшенням параметрів режиму шліфування V_{dem} і t , тобто параметрів, що визначають продуктивність обробки $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$.

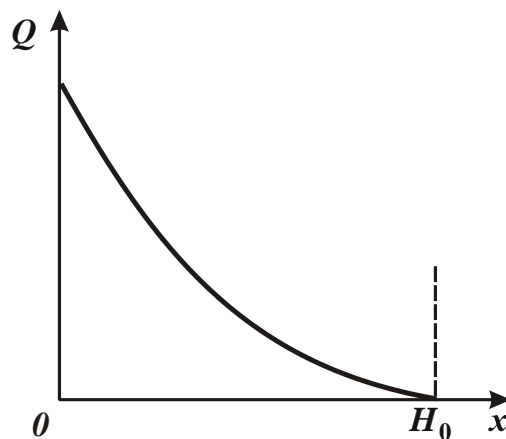


Рисунок 7.6 – Характер зміни продуктивності обробки зі зміною величини лінійного зношування зерна x

Як показано вище, параметр H_0 повинен значно перевищувати величину лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки алмазного круга зерна x . Зменшення величини x передбачає зменшення без-

розмірного коефіцієнта $\eta \rightarrow 0$. Це узгоджується із висновком, що впливає із аналізу залежності (7.20), згідно з якою найбільше впливає на продуктивність обробки Q безрозмірний коефіцієнт η , оскільки із його збільшенням від 0 до 1 продуктивність обробки Q зменшується аж до нуля.

Використовуючи залежність (7.23), проведемо аналіз зміни продуктивності обробки Q із часом шліфування. Для цього розглядатимемо максимальну висоту виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга b постійною, сформованою у процесі електроерозійного правлення алмазного круга або у процесі алмазного електроерозійного шліфування. Очевидно, із часом шліфування величина лінійного зношування зерен x буде збільшуватися. Це призведе до зменшення різниці параметрів $(H_0 - x)$ і продуктивності обробки Q . Із цього випливає, що у процесі шліфування необхідно передусім управляти величиною x , не допускаючи її суттєвого збільшення, тобто необхідно виконати умову $H_0 \gg x$.

Із фізичної точки зору зменшення величини лінійного зношування зерна передбачає зменшення безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/H$. Як видно, цей коефіцієнт залежить як від величини x , так і від параметра H (відповідно параметра H_0). Тому умови підвищення продуктивності обробки Q , що впливають із залежності (7.23): збільшення різниці параметрів $(H_0 - x)$ шляхом збільшення H (або H_0) і зменшення величини лінійного зношування зерна x припускають зменшення безрозмірного коефіцієнта η . Цим показано, що досягти суттєвого збільшення продуктивності обробки Q можна зменшенням безрозмірного коефіцієнта η . Для заданих значень безрозмірних коефіцієнтів η і ξ – це основний шлях збільшення продуктивності обробки Q .

Зменшити безрозмірний коефіцієнт η і, відповідно, величину лінійного зношування зерна x можна застосуванням алмазного електроерозійного шліфування, яке забезпечує своєчасне видалення із робочої поверхні алмазного круга зерен, що затупилися, і підтримання у процесі шліфування його високої ріжучої здатності.

Суттєво впливає на продуктивність обробки Q параметр b . Застосовуючи алмазне електроерозійне шліфування, можна збільшити висоти виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга та, відповідно, збільшити продуктивність обробки Q . Збільшити продуктивність обробки Q можна також збільшенням параметрів $V_{кр}$, t , m і зменшенням безрозмірного коефіцієнта ξ .

Ввиходячи із залежності (7.23), зернистість круга \bar{X} складно впливає на продуктивність обробки Q , оскільки пов'язана із параметром b . Очевидно, зі збільшенням зернистості круга \bar{X} пропорційно збільшується параметр b , що входить до чисельника залежності (7.23) у другому ступені. Це додатково впливає на продуктивність обробки Q – приводить до її збільшення.

Розглянемо випадок $0,8 < \eta < 1,0$. Із залежності (6.17) впливає умова $H \approx x$. Тоді рівняння (7.20) набуде вигляду:

$$b = x + \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B},$$

звідки

$$Q = \frac{(b - x) \cdot V_{кр} \cdot B}{\xi}. \quad (7.24)$$

Як впливає з наведеної залежності, продуктивність обробки Q тим більше, чим більше максимальна висота виступання зношених алмазних зерен над рівнем зв'язки круга $(b - x)$, параметри $V_{кр}$, B і менше безрозмірний коефіцієнт ξ . Збільшення величини $(b - x)$ передбачає зменшення величини лінійного зношування зерна x .

У теорії шліфування відома залежність для визначення продуктивності обробки:

$$Q = S_{мит} \cdot V_{кр}, \quad (7.25)$$

де $S_{мит}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м².

Після підстановки цієї залежності у залежність (7.23), маємо:

$$S_{мит} = \frac{(b - x) \cdot B}{\xi}. \quad (7.26)$$

Таким чином, виходячи із нових позицій визначено один із основних параметрів шліфування – миттєву сумарну площу поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S_{мит}$.

Порівнюючи залежності (7.23) і (7.24), видно, що вони містять добуток параметрів $\frac{V_{кр} \cdot B}{\xi}$ та відрізняються, головним чином, параметром b . У залежності (7.23) параметр b входить у другому ступені, а у залежності (7.24) – як різниця $(b - x)$. Очевидно, за умови $x \rightarrow b$ продуктивність обробки Q суттєво зменшується ($Q \rightarrow 0$).

Отже, значення продуктивності обробки Q , що розраховане за залежністю (7.23), буде більше значення Q , розрахованого за залежністю (7.26).

На продуктивність обробки Q , виходячи із залежності (7.23), суттєво впливає знаменник цієї залежності. Із його збільшенням (головним чином завдяки зменшенню глибини шліфування t та об'ємної концентрації зерен круга m) продуктивність обробки зменшується і за певних умов може бути менше значення Q , що визначається залежністю (7.24). Тому переваги обробки, пов'язані із забезпеченням збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки алмазного круга шляхом застосування алмазного електроерозійного шліфування, за умови неправильного вибору режиму шліфування можуть бути нівельовані. Для реалізації високих потенційних можливостей алмазного електроерозійного шліфування необхідно інтенсифікувати режим різання, використовувати схеми високопродуктивного глибинного та високошвидкісного шліфування, застосовувати алмазні круги збільшеного діаметру та ширини, збільшуючи при цьому ширину шліфування тощо.

Надзвичайно важливо завдяки ударно-термічному руйнуванню стружок під час алмазного електроерозійного шліфуванні забезпечити суттєве зменшення безрозмірного коефіцієнта ξ , який в умовах звичайного алмазного шліфування (особливо пластичних матеріалів) набуває відносно великих значень, що перешкоджає збільшенню продуктивності обробки

Отримані залежності (7.23) і (7.24) для визначення продуктивності обробки Q дозволяють науково обґрунтувати основні напрями інтенсифікації процесу алмазного електроерозійного шліфування. Встановлено, що залежно від ступеня затуплення зерен круга (що визначається безрозмірним коефіцієнтом η) продуктивність обробки Q визначається за двома різними залежностями, що вказує на неоднозначність рішень та багатоваріантність реалізації процесу алмазного шліфування.

Необхідно зазначити, що наведені теоретичні рішення справедливі для випадку, коли у механізмі зношування алмазного круга переважає об'ємне руйнування зерен, а потім їх випадіння зі зв'язки круга у результаті електроерозійної дії електричних розрядів (від джерела електричного струму) на зв'язку круга та її ударно-термічного руйнування. У цьому випадку радіальна складова сили різання P_{y1} , що діє на зерно, яке максимально виступає зі зв'язки алмазного круга, повинна дорівнювати граничній силі, за якою відбувається об'ємне руйнування зерна, і в той же час повинна бути менше сили, що утримує зерно у зв'язці круга.

Очевидно, щоб зерно випало зі зв'язки круга значення P_{y1} має наблизитися до значення сили, що утримує зерно у зв'язці круга. Із цього можна зробити висновок, що для нормального протікання процесу шліфування (забезпечення стійкого у часі процесу) необхідно виконати умову рівності "трьох сил", яку обгрунтовано у роботі [88]. Іншими словами, радіальна складова сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно алмазного круга, одночасно повинна дорівнювати граничній силі (за якою відбувається об'ємне руйнування зерна) і силі, що утримує зерно у зв'язці круга.

Для детальнішого аналізу рівняння (7.20) розв'яжемо його відносно безрозмірного коефіцієнта η , приймаючи у першому наближенні умову $(1-\eta^2) \approx (1-\eta)$:

$$\eta = 1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}. \quad (7.27)$$

Із отриманої залежності (7.27) випливає цілком однозначний зв'язок між безрозмірним коефіцієнтом η та продуктивністю обробки Q . Чим більше Q , тим менше η (рис. 7.7). За умови досягнення певного значення продуктивності обробки Q безрозмірний коефіцієнт η набуває нульового значення ($\eta=0$).

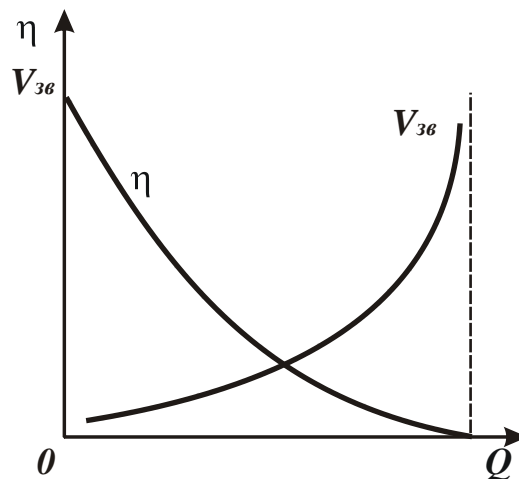


Рисунок 7.7 – Характер зміни безрозмірного коефіцієнта і швидкості зношування зв'язки алмазного круга зі зміною продуктивності обробки Q

Із урахуванням залежностей (7.17) і (7.27) швидкість зношування зв'язки алмазного круга $V_{зв}$ виразиться:

$$V_{зв} = \frac{V_{зер}}{\eta} = \frac{V_{зер}}{\left[1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B} \right)^3} \right]}. \quad (7.28)$$

Як видно, зі збільшенням продуктивності обробки Q швидкість зношування зв'язки алмазного круга $V_{зв}$ безперервно збільшується, наближаючись асимптотично до значення $\eta=0$ (рис. 7.7). Із наведеного графіка випливає, що за невеликими значеннями безрозмірного коефіцієнта η швидкість зношування зв'язки алмазного круга $V_{зв}$ значно збільшується. Отже, для здійснення високопродуктивного шліфування ($\eta \rightarrow 0$) необхідно забезпечити збільшення значення $V_{зв}$. Під час використання алмазних кругів на металевих зв'язках (токопровідних) це досягається завдяки застосуванню алмазного електроерозійного або електрохімічного шліфування.

7.4. Визначення оптимальних умов алмазного шліфування за критеріями найменшої питомої витрати алмазу та найменшої технологічної собівартості обробки

Встановимо аналітичну залежність, що ув'язує швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ із питомою витратою алмазу q . Припустимо, що за певний час шліфування τ відбулося повне зношування алмазоносного шару круга завтовшки S . Маса алмазного порошку, що знаходиться у цьому алмазоносному шарі круга, дорівнює $m_a = \rho_a \cdot V_a$, де ρ_a – щільність алмазу, кг/м³; V_a – об'єм алмазоносного шару круга, який займає алмазний порошок:

$$V_a = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot S \cdot \alpha, \quad (7.29)$$

$D_{кр}$, B – відповідно, діаметр та ширина алмазного круга, м;

α – коефіцієнт, що враховує щільність зв'язки круга залежно від концентрації алмазних зерен у крузі [88].

За час τ із оброблюваного виробу знімається матеріал масою $m_m = \rho_m \cdot V_m$, де ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м³; V_m – об'єм знятого матеріалу:

$$V_m = Q \cdot \tau, \quad (7.30)$$

Q – продуктивність обробки, м³/с.

Питома витрата алмазу q із урахуванням залежностей (7.29) і (7.30) визначається:

$$q = \frac{m_a}{m_m} = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{\pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot V_{зв}. \quad (7.31)$$

У залежності (7.31) прийнято, що відношення S/τ дорівнює швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$, яка визначається залежністю (7.18). Тоді, після підстановки залежності (7.18) у залежність (7.31) маємо:

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{\pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot \frac{V_{зв}}{\eta}. \quad (7.32)$$

Важливо провести аналіз питомої витрати алмазу q із урахуванням зміни безрозмірного коефіцієнта η , що визначається із рівняння (7.20). Для цього розв'яжемо рівняння (7.20) щодо безрозмірного коефіцієнта η , приймаючи для спрощення розрахунків наближену залежність: $(1 - \eta^2) \approx (1 - \eta)$, тоді

$$\eta = 1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}. \quad (7.33)$$

Як впливає із залежності (7.33), зі збільшенням продуктивності обробки Q безрозмірний коефіцієнт η зменшується. Таким чином, отримано аналітичну залежність, що явно пов'язує продуктивність обробки Q і безрозмірний коефіцієнт η .

Проведемо аналіз залежності (7.31) для визначення питомої витрати алмазу q із урахуванням залежності (7.33). Для цього підставимо залежність (7.33) до залежності (7.31):

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{\pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot \frac{V_{зв}}{\left[1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}\right]}. \quad (7.34)$$

Зі збільшенням продуктивності обробки Q питома витрата алмазу q спочатку зменшується, потім збільшується, проходячи точку мінімуму (рис. 7.8). Проведемо дослідження функції питомої витрати алмазу q на

екстремум. Для цього спростимо залежність (7.33), приймаючи у першому наближенні $\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right) \approx b$. Тоді залежність (7.33), яка виражена щодо продуктивності обробки Q , набуде вигляду:

$$Q = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot b^3 \cdot (1 - \eta)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}}. \quad (7.35)$$

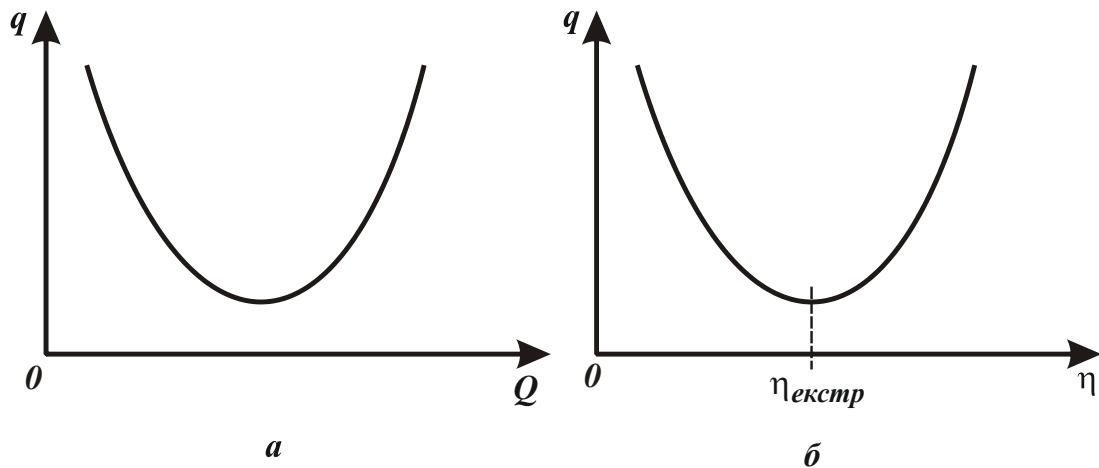


Рисунок 7.8 – Залежності питомої витрати алмазу q від продуктивності обробки Q (а) та безрозмірного коефіцієнту η (б)

Визначимо питому витрату алмазу q із урахуванням безрозмірного коефіцієнту η , для чого підставимо залежність (7.35) у залежність (7.31):

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{630 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot D_{кр} \cdot \alpha \cdot V_{зер}}{m \cdot V_{кр} \cdot b^3} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\eta \cdot (1 - \eta)}. \quad (7.36)$$

Як впливає із залежності (7.36), зі збільшенням безрозмірного коефіцієнту η питома витрата алмазу q змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку екстремуму. Для визначення екстремального значення $\eta_{екстр}$ продиференціюємо функцію q за безрозмірним коефіцієнтом η та отриманий вираз прирівняємо до нуля:

$$q'_\eta = \frac{-(1 - 2\eta)}{\eta^2 \cdot (1 - \eta)^2} = 0,$$

звідки

$$\eta_{екстр} = 0,5. \quad (7.37)$$

Таким чином встановлено, що у точці екстремуму функції q безрозмірний коефіцієнт η набуває значення 0,5. Підставляючи у залежність (7.35) це екстремальне значення безрозмірного коефіцієнту $\eta = 0,5$, можна визначити екстремальне значення продуктивності обробки Q .

Доведемо, що у точці екстремуму функція q набуває мінімального (а не максимального) значення. Для цього візьмемо другу похідну від функції q за безрозмірним коефіцієнтом η :

$$q''_{\eta} = \frac{\eta \cdot (1 - \eta) + (1 - 2\eta) \cdot (1 - \eta) - (1 - 2\eta) \cdot \eta}{\eta^4 \cdot (1 - \eta)^4}. \quad (7.38)$$

Підставляючи у залежність (7.38) екстремальне значення безрозмірного коефіцієнту $\eta_{екстр} = 0,5$, видно, що друга похідна q''_{η} набуває позитивного значення. Отже, у точці екстремуму питома витрата алмазу q набуває мінімального значення, що дозволяє за цим значенням науково обгрунтовано підходити до визначення умов оптимального управління процесом алмазного шліфування.

Визначимо технологічну собівартість обробки C , для чого скористаємося розрахунковою залежністю, наведеною у роботі [31]:

$$C = a_1 \cdot q + \frac{a_2}{Q \cdot \rho_m}. \quad (7.39)$$

де a_1 – вартість алмазу у крузі, коп./мг;

a_2 – заробітна плата робітника, коп./с;

q – питома витрата алмазу, мг/г;

Q – продуктивність обробки, м³/с;

ρ_m – щільність оброблюваного матеріалу, г/м³.

Залежність (7.39) містить два доданки. Зі збільшенням продуктивності обробки Q перший доданок (питома витрата алмазу q) змінюється за екстремальною залежністю (рис. 7.8), а другий доданок зменшується. Очевидно, технологічна собівартість обробки C також змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Однак, екстремальні значення продуктивності обробки Q для мінімумів питомої витрати алмазу q та технологічної собівартості обробки C будуть різними.

Для визначення екстремального значення продуктивності обробки Q , що відповідає мінімуму технологічної собівартості обробки C , продиференціюємо функцію C за параметром Q та отриманий вираз прирівняємо до нуля:

$$a_1 \cdot q'_Q - \frac{a_2}{\rho_m} \cdot \frac{1}{Q^2} = 0. \quad (7.40)$$

Перша похідна q'_Q у точці мінімуму питомої витрати алмазу q (рис. 7.7) дорівнює нулю. Виходячи із рівняння (7.40), виконується умова $q'_Q > 0$. Отже, точка мінімуму технологічної собівартості обробки C лежить на висхідній (правій) гілці екстремальної залежності $q-Q$, тобто зміщена у зону більших значень продуктивності обробки (рис. 7.9). Показані на цьому рисунку значення Q_1 та Q_2 відповідають екстремальним значенням продуктивності обробки у точках мінімуму питомої витрати алмазу q та технологічної собівартості обробки C .

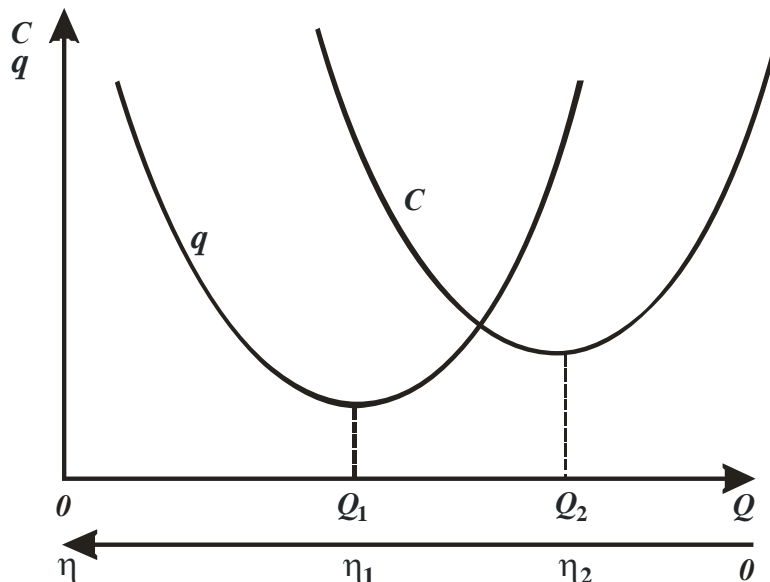


Рисунок 7.9 – Залежність питомої витрати алмазу q та технологічної собівартості C від продуктивності обробки Q та безрозмірного коефіцієнту η

Продуктивність обробки Q є функцією від безрозмірного коефіцієнту η та визначається залежністю (7.33). Зі зменшенням безрозмірного коефіцієнту η продуктивність обробки Q збільшується. Отже, мінімум технологічної собівартості обробки C досягається за меншими значеннями безрозмірного коефіцієнта η порівняно із мінімумом питомої витрати алмазу q (рис. 7.9).

Показані на рис. 7.9 значення η_1 та η_2 визначають екстремальні значення безрозмірного коефіцієнту η у точках мінімуму питомої витрати алма-

зу q та технологічної собівартості обробки C . У даному випадку справедлива умова $\eta_1 > \eta_2$.

Проведені експериментальні дослідження алмазного електроерозійного шліфування наплавного матеріалу 3Х2В8 підтвердили екстремальний характер зміни технологічної собівартості обробки C від електричного параметра – напруги U (рис. 7.10). Зі зміною напруги до певного значення U спостерігається зменшення технологічної собівартості обробки C . При подальшому збільшенні напруги U відбувається збільшення технологічної собівартості обробки C у зв'язку зі зменшенням безрозмірного коефіцієнту η та інтенсивним випадінням ріжучих зерен із зв'язки алмазного круга. Чим міцніше металева зв'язка круга, тим більше значення напруги U , за досягнення якої спостерігається збільшення технологічної собівартості обробки C . Найбільше екстремальне значення напруги U має місце для металевої зв'язки М2-01.

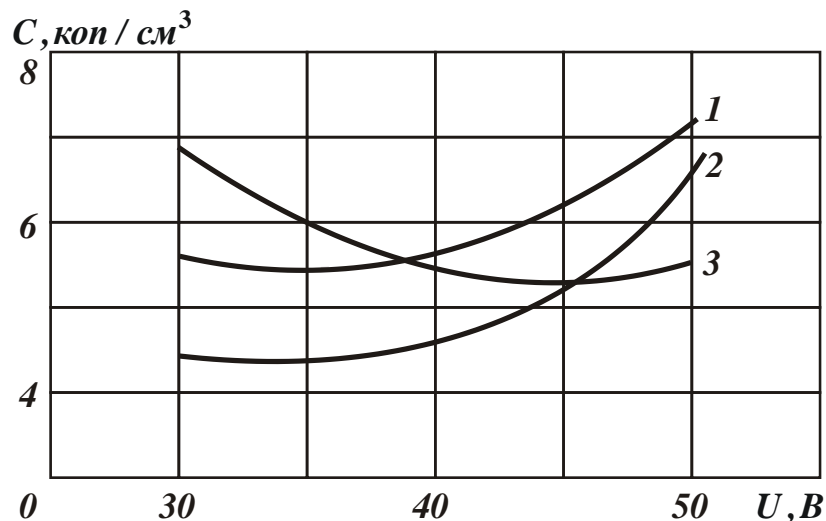


Рисунок 7.10 – Залежність технологічної собівартості обробки C від напруги U під час алмазного електроерозійного шліфування кругами на металевих зв'язках М2-09 (1), М1-10 (2) и М2-01 (3)

Також експериментально встановлено, що продуктивність обробки Q зі збільшенням напруги U збільшується, а питома витрата алмазу q змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму. Екстремальні значення напруги U , що відповідають точкам мінімуму технологічної собівартості обробки C та питомої витрати алмазу q , не збігаються. Мінімум технологічної собівартості обробки C досягається за більшим значенням U . Це узгоджується із наведеним вище теоретичним рішенням.

Таким чином, теоретично обґрунтовано та експериментально підтверджено екстремальний характер зміни технологічної собівартості обробки від параметрів процесу шліфування, показано зв'язок технологічної собівартості із продуктивністю обробки, питомою витратою алмазу та безрозмірним коефіцієнтом η . Встановлено, що безрозмірний коефіцієнт η визначально впливає на формування технологічної собівартості обробки.

Важливо також провести теоретичний аналіз зміни безрозмірного коефіцієнту η із урахуванням відомого відношення a_z/R , що визначає умови стружкоутворення під час мікрорізання окремим зерном (де $a_z = H_{max}$ – товщина зрізу, м; R – радіус заокруглення вершини зерна, м). Для цього подамо безрозмірний коефіцієнт η у вигляді:

$$\eta = \frac{x}{H} = \frac{x}{x + H_{max}} = \frac{1}{1 + \frac{H_{max}}{x}}. \quad (7.41)$$

Використовуючи розрахункову схему параметрів шліфування, наведену на рис. 7.11, отримано тригонометричне співвідношення:

$$\frac{x}{x + R} = \sin \gamma, \quad (7.42)$$

звідки

$$x = \frac{R}{\left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1\right)}. \quad (7.43)$$

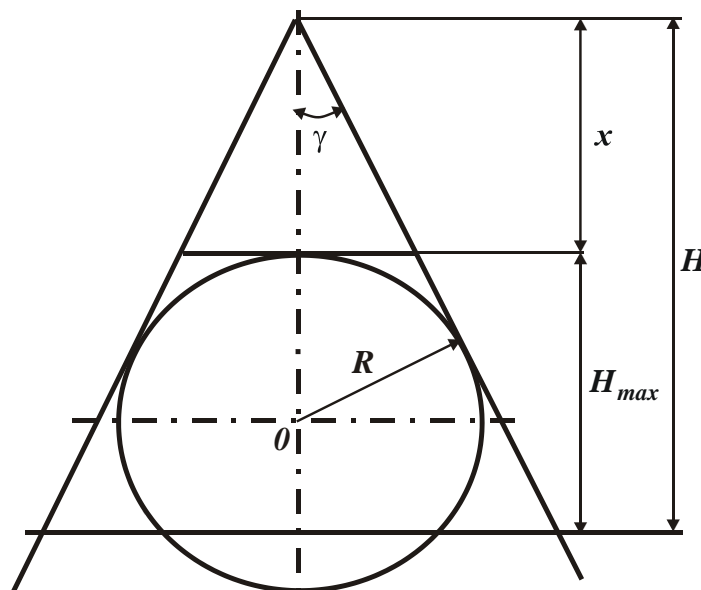


Рисунок 7.11 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування

Після підстановки залежності (7.43) у залежність (7.42), маємо:

$$\eta = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\sin \gamma} - 1 \right) \cdot \frac{a_z}{R}}. \quad (7.44)$$

Як впливає із залежності (7.44), зі збільшенням відношення a_z / R безрозмірний коефіцієнт η зменшується.

За даними проф. Крагельського І. В., для здійснення процесу мікрорізання необхідно виконати умову $a_z / R > 0,04$. Виходячи із залежності (7.44), це відповідає зміні безрозмірного коефіцієнту η у межах 0,13 ... 0,91 (табл. 7.1). Чим більше відношення a_z / R , тобто чим інтенсивніше процес стружкоутворення під час шліфування, тим менше значення безрозмірного коефіцієнта η і більше продуктивність обробки Q , виходячи із рівняння (7.20).

Таблиця 7.1 – Розрахункові значення безрозмірного коефіцієнта η

γ , град	a_z / R					
	0,04	0,01	0,2	0,3	0,5	1,0
45	0,91	0,805	0,67	0,58	0,45	0,29
60	0,78	0,6	0,43	0,33	0,23	0,13

Найбільшому значенню $\eta=0,91$ (за умови $\gamma=45^\circ$) відповідає найменше значення $a_z / R=0,04$. Таке ж значення η отримано експериментально під час шліфування алмазними зернами зі штучно створеними на них майданчиками. При цьому, за даними Дитиненка С. О., вдалося зменшити шорсткість обробки до значення $R_a=0,1$ мкм. Початкове значення параметра R_a (за умови $\eta=0$) становило 2,0 мкм, тобто шорсткість обробки зменшилася більш ніж у 10 разів.

Встановлений аналітичний зв'язок безрозмірного коефіцієнту η і відношення a_z / R дозволяє оцінити можливості здійснення процесу мікрорізання під час шліфування для конкретних значень η , отриманих, наприклад, виходячи із мінімуму технологічної собівартості обробки або за умови забезпечення заданої шорсткості обробленої поверхні тощо. Іншими словами, встановлені за будь-яким критерієм оптимальні значення безрозмірного коефіцієнту η необхідно перевірити із точки зору виконання умови $a_z / R > 0,04$. Оскільки за невиконання цієї умови процес мікрорізання неможливий, необ-

хідно коригувати встановлені значення η . Таким чином, у роботі розроблено аналітичну модель та проведено аналіз параметрів стійкого у часі енергетично рівновісного процесу алмазного шліфування, визначено технологічні можливості підвищення його ефективності.

7.5. Методика визначення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування

Для вирішення завдань визначення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування важливо розглянути дві умови (необхідну та достатню) його здійснення. Необхідна умова полягає у забезпеченні рівномірного у часі зношування алмазного круга (стабілізації параметрів його ріжучого рельєфу) шляхом введення у зону різання додаткової енергії у формі електричних розрядів із метою досягнення високої різальної здатності круга (аж до його повного зношування).

Достатня умова полягає у оптимізації параметрів процесу шліфування, тобто у визначенні оптимальних параметрів різального рельєфу алмазного круга та умов шліфування на основі критеріїв найбільшої продуктивності або найменшої технологічної собівартості обробки із урахуванням вимог до якості оброблюваних поверхонь.

Вивченню зазначених умов у науково-технічній літературі приділено достатньо багато уваги, отримано важливі рішення. Однак ці рішення отримані експериментальним шляхом для часткових умов обробки, що не дозволяє повною мірою розкрити потенційні можливості операцій алмазного електроерозійного шліфування та вийти на більш високий рівень техніко-економічних показників обробки.

Тому поставимо завдання щодо виявлення та обґрунтування нових технологічних можливостей операцій алмазного електроерозійного шліфування аналітичним шляхом. У результаті проведених теоретичних досліджень отримано важливу аналітичну залежність (7.18), що пов'язує швидкості зношування зв'язки $V_{зв}$ та зерен $V_{зер}$ алмазного круга за допомогою безрозмірного коефіцієнту η – узагальненого параметру процесу шліфування, що визначає ступінь затуплення зерен та змінюється у межах $0 \dots 1$ (для гострого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленого зерна $\eta \rightarrow 1$). Із залежності (7.18) випливає умова забезпечення стійкого у часі процесу шліфування: $V_{зв} > V_{зер}$. За невико-

нання цієї умови (тобто за умови $V_{зв} < V_{зер}$) процес шліфування протікатиме нестійко – алмазний круг працюватиме у режимі затуплення, що не дозволить реалізувати його потенційні можливості.

Наприклад, продуктивність обробки Q за умови $V_{зв} < V_{зер}$ із часом шліфування τ буде безперервно зменшуватися, а за умови $V_{зв} > V_{зер}$ – залишатися постійною (рис. 7.12). При цьому зі зменшенням безрозмірного коефіцієнту η у межах від 1 ... 0 продуктивність обробки Q буде збільшуватися.

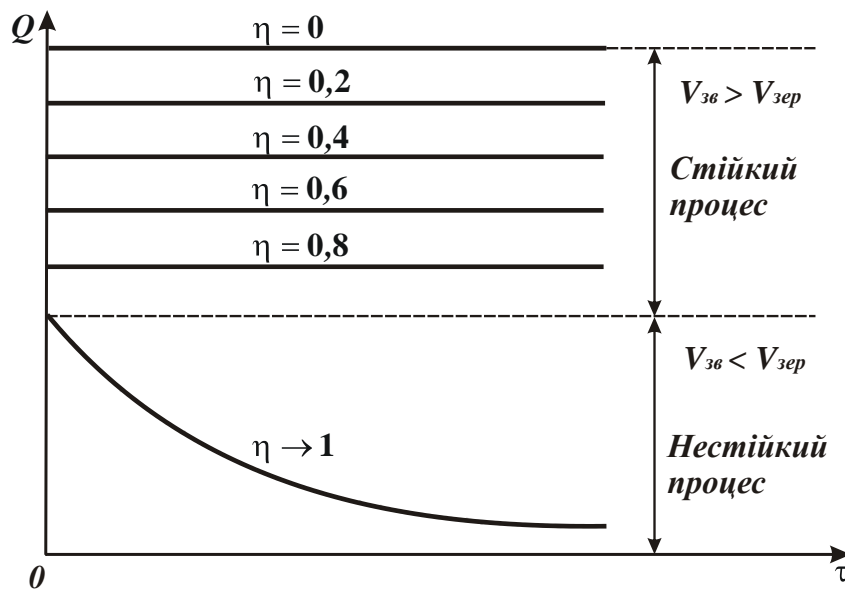


Рисунок 7.12 – Характер зміни продуктивності обробки Q із часом шліфування для різних значень безрозмірного коефіцієнту η

Цей теоретичний результат добре узгоджується із результатами експериментальних досліджень, отриманих проф. Грабченко А. І. [14, 112] під час шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці важкооброблюваних матеріалів із застосуванням його безперервного автономного електрохімічного правлення (рис. 7.13).

Як впливає із наведеного рис. 7.13, під час шліфування без застосування електрохімічного правлення алмазного круга продуктивність Q із часом обробки τ безперервно зменшується. Застосування електрохімічного правлення дозволяє стабілізувати у часі продуктивність обробки Q . При цьому зі збільшенням умовної густини струму i_y у ланцюгу управління продуктивність обробки Q збільшується. Із цього випливає, що крива 1 (рис. 7.13) від-

повідас умові $V_{зв} < V_{зер}$ (що визначає нестійкий процес шліфування), а криві 2, ... , 5 – умові $V_{зв} > V_{зер}$ (що визначає стійкий процес шліфування). Збільшення умовної щільності струму i_y у ланцюгу управління відповідає зменшенню безрозмірного коефіцієнту η у межах від 1 до 0.

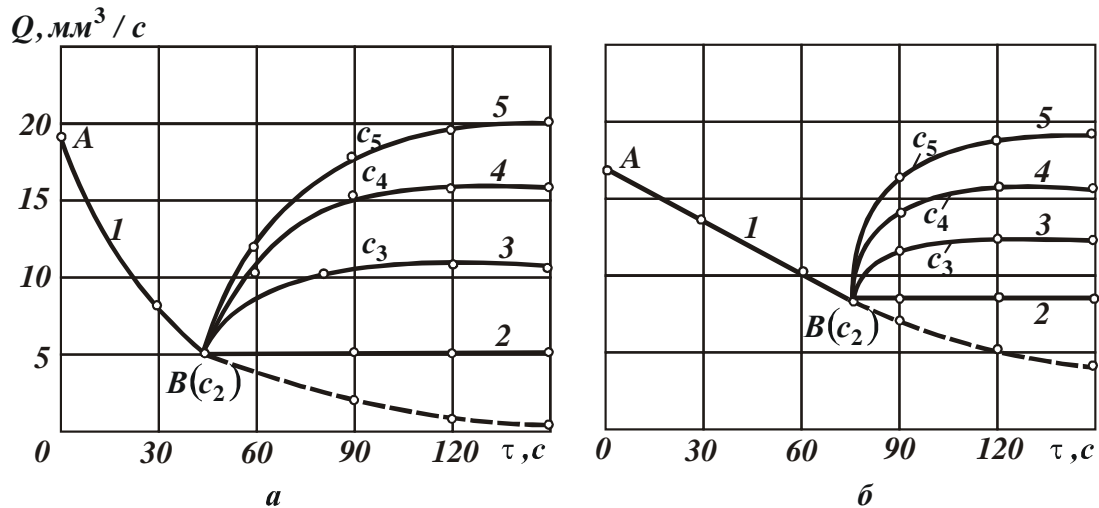


Рисунок 7.13 – Вплив тривалості шліфування та умовної щільності струму у ланцюгу управління на продуктивність обробки твердого сплаву КНТ-16 (а) та жароміцного сплаву ЕІ-765 (б):

а – $P_y = 1,8$ МПа (1 – $i_y = 0$; 2 – $i_y = 1,5 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 3 – $i_y = 3 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 4 – $i_y = 4,5 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 5 – $i_y = 6 \cdot 10^{-4}$ А/мм²);

б – $P_y = 0,6$ МПа (1 – $i_y = 0$; 2 – $i_y = 1 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 3 – $i_y = 2 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 4 – $i_y = 3 \cdot 10^{-4}$ А/мм²; 5 – $i_y = 4 \cdot 10^{-4}$ А/мм²)

Із залежності (7.18) випливає, що між швидкістю зношування зв'язки круга та безрозмірним коефіцієнтом η існує обернено пропорційний зв'язок. Збільшення швидкості зношування зв'язки круга передбачає зменшення безрозмірного коефіцієнту $\eta \rightarrow 0$, тобто підвищення гостроти зерен та, відповідно, ріжучої здатності алмазного круга.

Із цього можна зробити висновок, що ефект алмазного електроерозійного шліфування полягає, насамперед, у можливості збільшення швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$ і, відповідно, зменшення безрозмірного коефіцієнту $\eta \rightarrow 0$ шляхом примусового видалення із робочої поверхні алмазного круга зерен, що затупилися, завдяки електроерозійному (ударно-термічному)

руйнуванню металевої зв'язки алмазного круга. За суттю, отримане теоретичне рішення є математичним виразом необхідної умови здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування, який полягає у стабілізації у часі безрозмірного коефіцієнта η (рис. 7.14).

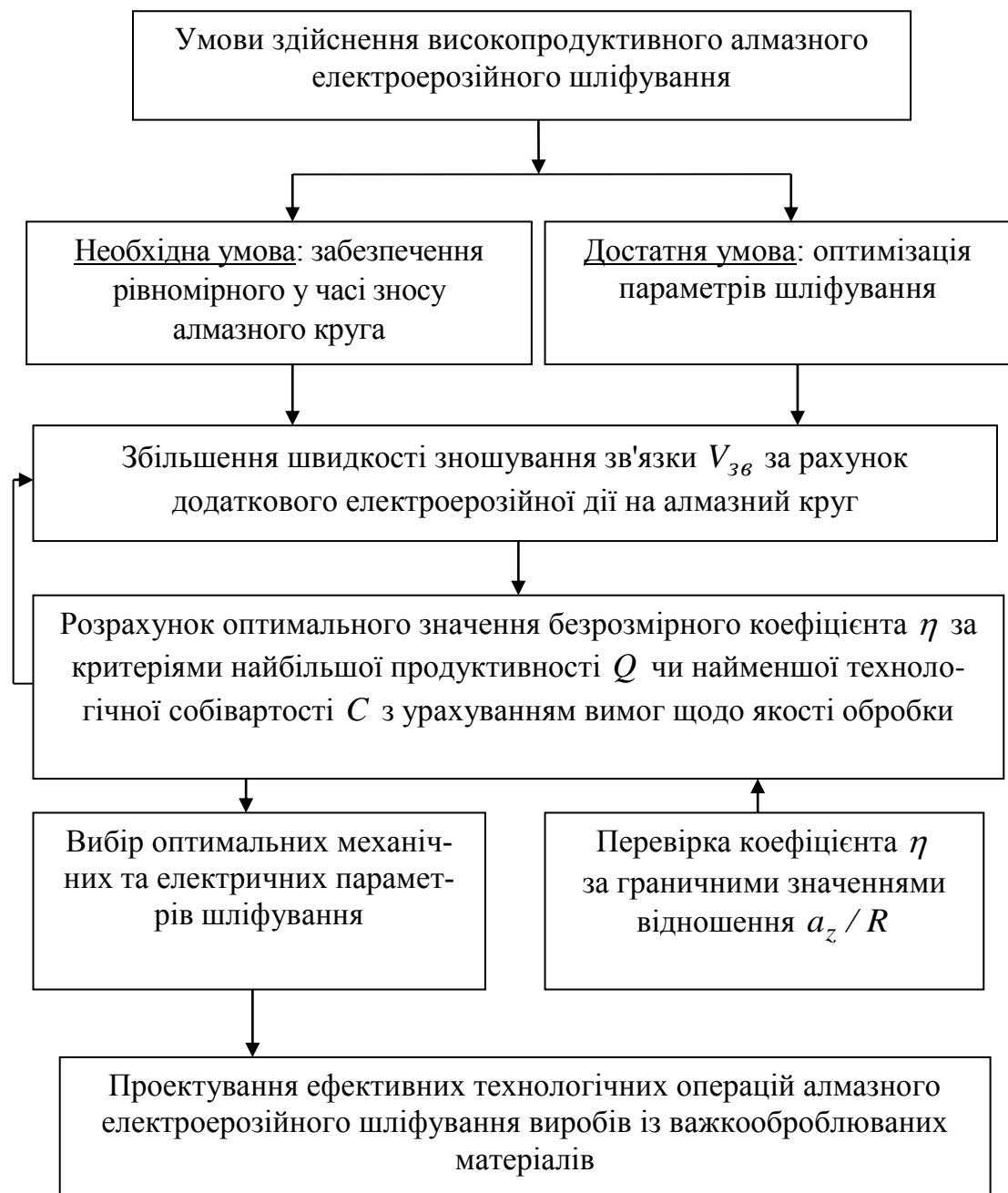


Рисунок 7.14 – Структурна схема визначення оптимальних умов алмазного електроерозійного шліфування

Знаючи безрозмірний коефіцієнт η (для заданої швидкості зношування металевої зв'язки, обумовленої електроерозійною дією на робочу поверхню

круга), за аналітичними залежностями можна визначити параметри різального рельєфу круга та основні технологічні показники шліфування: продуктивність, технологічну собівартість, шорсткість обробки тощо.

На основі аналітичних залежностей, теоретично обґрунтовано достатню умову здійснення процесу алмазного електроерозійного шліфування. Її сутність полягає у визначенні оптимальних значень безрозмірного коефіцієнту η за критеріями найбільшої продуктивності обробки, мінімуму питомої витрати алмазу та технологічної собівартості обробки, заданої шорсткості оброблюваної поверхні, сили та потужності різання під час шліфування тощо. В узагальненому вигляді структурна схема умов здійснення алмазного електроерозійного шліфування показано на рис. 7.14.

На рис. 7.15 наведено структурну схему оптимізації процесу шліфування, запропоновану проф. Грабченко А. І. [14, 112].

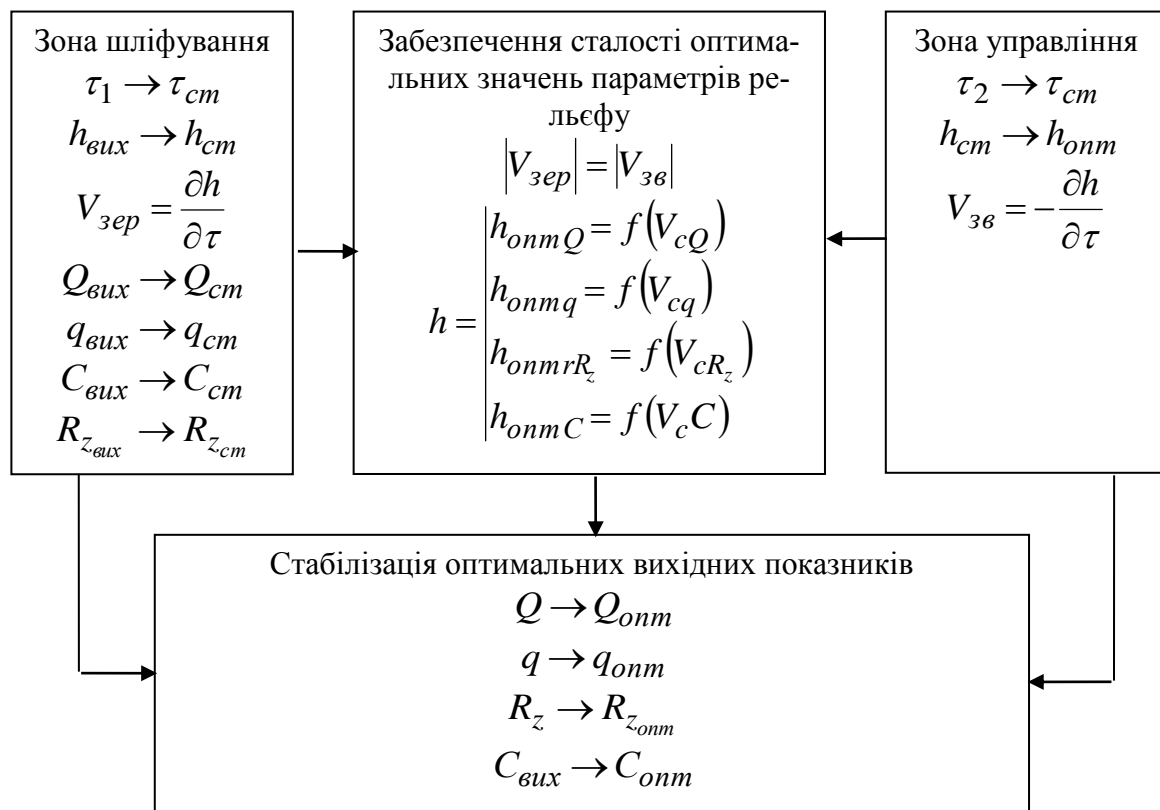


Рисунок 7.15 – Структурна схема умов оптимізації процесу шліфування

Сутність цієї схеми зводиться до того, що оптимізація процесу шліфування досягається стабілізацією (шляхом застосування електрохімічного правлення алмазного круга на металевій зв'язці) значення висоти виступання контактуючих зерен над зв'язкою круга h , який оптимізовано, відповідно, за

вихідними показниками шліфування Q , q , C , R_z , тобто продуктивністю обробки, питомою витратою алмазу, собівартістю обробки, шорсткістю обробленої поверхні. Індокси "вих", "см", "опт" (рис. 7.15) відносяться до вихідних параметрів, параметрів сталого ріжучого рельєфу круга та оптимальних параметрів процесу шліфування. Це висота виступання зерен h , продуктивність обробки Q , питома витрата алмазу q , собівартість обробки C , шорсткість обробленої поверхні R_z ; $V_{зер}$, $V_{зв}$ – відповідно, інтенсивності зношування зерна та знімання зв'язки алмазного круга; τ – тривалість шліфування.

Як видно, існує відмінність зазначеної структурної схеми (рис. 7.15) від запропонованої нами у роботі структурної схеми оптимізації параметрів шліфування (рис. 7.14). Вона полягає у тому, що у першому випадку в основу оптимізації процесу шліфування покладено висоту виступання контактуючих зерен над зв'язкою круга h . У нашому випадку в основу оптимізації процесу шліфування покладено величину лінійного зношування зерен x до моменту їх випадання зі зв'язки алмазного круга, що визначається безрозмірним коефіцієнтом η . Висота виступання контактуючих зерен над зв'язкою круга h є похідною величиною, яка залежить від параметрів x , η і, відповідно, швидкості зношування зв'язки круга $V_{зв}$.

На схемі, наведеній на рис. 7.15, показано, що для забезпечення стійкого у часі процесу шліфування інтенсивності зношування зерен та знімання зв'язки круга мають бути рівними. Однак, виходячи із отриманої аналітичної залежності (7.18), ця умова виконується за умови $\eta \rightarrow 1$, що, як показано вище, заперечує можливість реалізації сталого процесу шліфування. Разом із тим, існує "виключення із правил" – це шліфування синтетичних надтвердих матеріалів, коли практично відсутнє впровадження різальних зерен алмазного круга у оброблюваний матеріал. У цьому випадку $x \rightarrow H$, тобто $\eta = \frac{x}{H} \rightarrow 1$ і тому з'являється можливість реалізації сталого процесу шліфування. Отже, умову $V_{зв} = V_{зер}$, що забезпечує стійкий процес шліфування, можна здійснити лише під час обробки надтвердих синтетичних матеріалів. У інших випадках, тобто під час шліфування менш твердих матеріалів (твердих сплавів, високоміцних пластичних матеріалів тощо) швидкість зношування зв'язки круга $V_{зв}$ має бути більшою за швидкість зношування зерен круга $V_{зер}$.

Необхідно зазначити, що оптимізація процесу шліфування відповідно до структурної схеми, показаної на рис. 7.15, виконується на основі експери-

ментальних даних. У нашому випадку оптимізацію параметрів шліфування можна здійснити на основі аналітичних залежностей основних показників обробки, безсумнівно, використовуючи і додатково експериментальні дані.

Розглянемо послідовність вибору оптимальних механічних та електричних параметрів режиму алмазного електроерозійного шліфування на основі одержаних теоретичних рішень. Як цільову функцію приймемо технологічну собівартість обробки [138]. Поставимо завдання визначення умов шліфування, що забезпечують мінімум технологічної собівартості обробки $C \rightarrow \min$. Для цього скористаємося аналітичною залежністю для визначення технологічної собівартості обробки (7.39). Із урахуванням залежностей (7.35) і (7.36) вона набуде вигляду:

$$C = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot A_1}{m \cdot V_{кр} \cdot b^3} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{(1-\eta)} \cdot \left(\frac{A_1}{\eta} + B_1 \right), \quad (7.45)$$

де $A_1 = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha \cdot V_{зep} \cdot a_1$;

$$B_1 = \frac{a_2}{\rho_m}.$$

Відповідно до залежності (7.45), безрозмірний коефіцієнт η протилежно впливає на технологічну собівартість обробки C , тобто залежність $C - \eta$ має екстремальний характер. Для визначення екстремуму (мінімуму) технологічної собівартості обробки C продиференціюємо її за безрозмірним коефіцієнтом η і отриманий вираз прирівняємо нулю. У результаті маємо:

$$\eta^2 + 2 \cdot z \cdot \eta - z = 0, \quad (7.46)$$

де $z = \frac{A_1}{B_1} = \pi \cdot D_{кр} \cdot B \cdot \alpha \cdot V_{зep} \cdot \rho_a \cdot \frac{a_1}{a_2}$.

Таким чином, прийшли до квадратного рівняння щодо невідомої величини η . Його рішення:

$$\eta = -z \pm \sqrt{z^2 + z}. \quad (7.47)$$

У залежності (7.46) потрібно прийняти знак "+", оскільки безрозмірний коефіцієнт η – це позитивна величина. Для спрощення залежності (7.47) слід помножити чисельник і знаменник на сполучену величину $z \pm \sqrt{z^2 + z}$, тоді

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{1}{z}} \right)}. \quad (7.48)$$

Як впливає із залежності (7.48), безрозмірний коефіцієнт η набуває значення $\eta < 0,5$. Із залежності (7.35) впливає, що екстремум (мінімум) питомої витрати алмазу q досягається за умови $\eta = 0,5$. Отже, оптимізація параметрів шліфування за критерієм мінімуму технологічної собівартості обробки C дозволяє реалізувати менші значення безрозмірного коефіцієнта η . Відповідно до залежності (7.35), це приводить до збільшення множника $(1-\eta)$ і, відповідно, продуктивності обробки Q приблизно у 2 рази.

Таким чином, показано, що оптимізація параметрів шліфування за критерієм мінімуму технологічної собівартості обробки C дозволяє більш повно використати потенційні можливості алмазних кругів порівняно із оптимізацією параметрів шліфування за критерієм мінімуму питомої витрати алмазу q .

Виходячи із залежності (7.48), зменшити безрозмірний коефіцієнт η можна шляхом зменшення параметра z , тобто зменшення параметрів $D_{кр}$, B , α , $V_{зер}$, ρ_a , a_1 та збільшення a_2 .

Отже, встановлено оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η . Однак, як відомо, для ефективного ведення процесу алмазного шліфування поряд із забезпеченням мінімуму технологічної собівартості обробки C (або мінімуму питомої витрати алмазу q) необхідно виконати вимоги відносно параметрів якості обробки. Тому важливо визначити оптимальні умови шліфування із урахуванням обмеження відносно шорсткості оброблюваної поверхні.

Для цього слід провести більш детальний аналіз аналітичної залежності (6.51) для визначення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a .

Залежність (6.51) містить безрозмірний коефіцієнт η , параметри режиму шліфування, характеристики круга та деталі. Приймаючи необхідне значення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a та оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η , виходячи із залежності (6.51), можна визначити швидкість поздовжньої подачі $S_{нозд}$ (для заданих значень зернистості \bar{X} та об'ємної концентрації зерен круга m , швидкості круга $V_{кр}$, радіусів круга $R_{кр}$ та деталі $R_{дет}$, які об'єднані параметром $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$).

У залежність (6.51) глибина шліфування t явно не входить, вона впливає на параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a через зміну безрозмірного коефіцієнта η . Тому забезпечити задане значення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a можна шляхом реалізації оптимального значення

безрозмірного коефіцієнта η . Це виконується завдяки регулюванню інтенсивності електроерозійної дії на робочу поверхню алмазного круга на металевій зв'язці у процесі алмазного електроерозійного шліфування.

Однак, аналітично встановити зв'язок між безрозмірним коефіцієнтом η та інтенсивністю електричної енергії, що підводиться у зону різання, дуже складно. Цей зв'язок може бути встановлено лише експериментальним шляхом. Для цього (для заданих механічних параметрів режиму шліфування) слід експериментально встановити залежність параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a від електричного параметру, наприклад, величини сили струму I . За встановленою залежністю, для заданого значення R_a визначається оптимальне значення сили струму I . Отримане таким чином значення сили струму I реалізує оптимальне значення безрозмірного коефіцієнту η , тобто мінімальну технологічну собівартість обробки C . Глибину шліфування t при цьому необхідно встановлювати максимально можливою, що дозволить забезпечити найбільшу продуктивність обробки Q . Отже, алгоритм визначення оптимальних умов алмазного електроерозійного шліфування є за своєю суттю розрахунково-експериментальним (рис. 7.16).

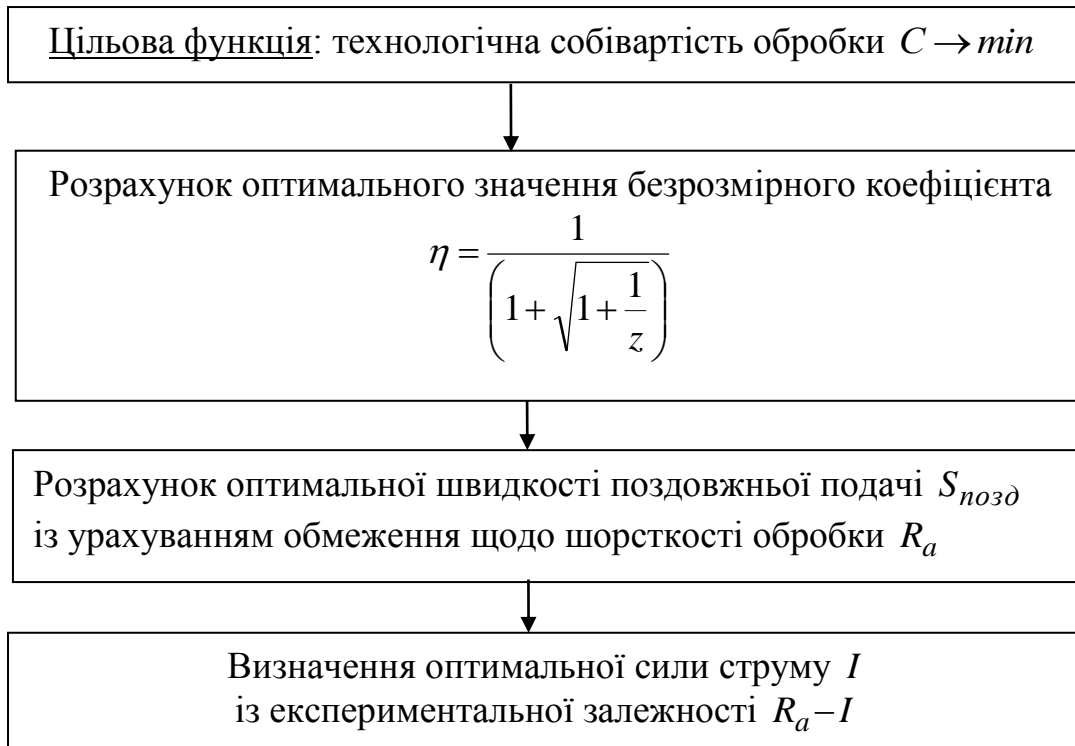


Рисунок 7.16 – Структурна схема алгоритму визначення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування

Таким чином, у роботі запропоновано нову методику визначення оптимальних умов алмазного електроерозійного шліфування, що дозволяє максимально використати високі технологічні можливості цього прогресивного методу обробки.

7.6. Розроблення ефективного способу шліфування циліндричної деталі

Виходячи із залежності (7.40), розроблено ефективний спосіб шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу, за яким шліфувальний круг приводять у обертальний рух, а деталь – у обертальний та зворотно-поступальний рух [99]. Недоліком відомого аналогічного способу шліфування [22, 23] є значна шорсткість обробленої поверхні деталі, що знижує її якість та експлуатаційні властивості. При цьому правлення шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу здійснюється алмазним правлячим олівцем, що забезпечує притуплення різальних зерен та, відповідно, зменшення шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування [38]. Однак цей спосіб шліфування не забезпечує максимально можливу продуктивність обробки для заданої шорсткості оброблюваної поверхні.

Тому поставлено завдання вдосконалення способу шліфування циліндричної деталі шляхом того, що попередньо після правлення шліфувального круга вимірюють максимальну довжину майданчика зношування на вершині різального зерна, а швидкість обертів деталі та швидкість поздовжньої подачі встановлюють, відповідно, за певними залежностями, що забезпечує підвищення продуктивності обробки для заданої шорсткості оброблюваної поверхні деталі.

Поставлене завдання вирішується тим, що у способі шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу, під час якого шліфувальний круг приводять у обертальний рух, а деталь – у обертальний та зворотно-поступальний рух, при цьому правлення круга здійснюють алмазним правлячим олівцем, та згідно із запропонованим рішенням попередньо після правлення шліфувального круга вимірюють максимальну довжину майданчика зношування на вершині різального зерна, а швидкість поздовжньої подачі та швидкість обертів деталі встановлюють, відповідно, за залежностями [99]:

$$S_{noz\partial} = \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot B_1}{2 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot R_{кр} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)^{0,5}} \cdot (0,1 \cdot R_{max})^{2,5}, \quad (7.49)$$

$$V_{дет} = \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)^{0,5}} \cdot (0,1 \cdot R_{max})^{2,5}, \quad (7.50)$$

де $\eta = \frac{x}{(x + R_{max})}$ – безрозмірний коефіцієнт ($0 < \eta < 1$);

$x = \frac{l}{2 \cdot tg\gamma}$ – максимальна величина лінійного зношування різального зерна, м;

l – максимальна довжина майданчика зношування на вершині різального зерна після правлення шліфувального круга, м;

γ – половина кута у вершини різального зерна;

m – об'ємна концентрація зерен шліфувального круга;

\bar{X} – зернистість зерен, м;

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси шліфувального круга та деталі, м;

B_1 – поздовжня подача за один оберт деталі, м;

R_{max} – параметр шорсткості оброблюваної поверхні, м.

Для реалізації пропонованого способу встановлюють максимальну довжину майданчика зношування на вершині різального зерна, що дозволяє значно підвищити продуктивність обробки для заданої шорсткості оброблюваної поверхні деталі шляхом значного збільшення швидкості поздовжньої подачі згідно залежності (7.49).

Для забезпечення шліфування із заданим значенням параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_{max} швидкість обертів деталі встановлюють згідно залежності (7.50). Параметр R_{max} приймають згідно залежності: $R_{max} = 8 \cdot R_a$, де R_a – заданий параметр шорсткості оброблюваної поверхні, м.

Із залежностей (7.49) і (7.50) впливає важливий висновок відносно того, що параметри режиму різання $S_{noz\partial}$ і $V_{дет}$, а, відповідно, й продуктивність обробки, не залежні від глибини шліфування t . Тому із метою підвищення продуктивності обробки для заданої шорсткості оброблюваної поверхні глибину шліфування t слід приймати рівною або кратною товщині шару матеріалу, що знімається із оброблюваної деталі у процесі шліфування. Параметр B_1 слід приймати близьким до висоти шліфувального круга.

На рис. 3.16 зображено схему, яка ілюструє реалізацію даного способу шліфування. Обробку здійснюють периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу 1 після його правлення алмазним правлячим олівцем. Шліфувальному кругу надають обертовий рух із швидкістю $V_{кр}$, а деталі 2 – зворотно-поступальний рух із швидкістю поздовжньої подачі, встановленою за залежністю (7.49), та обертовий рух зі швидкістю $V_{дем}$, яка визначається залежністю (7.50). Глибину шліфування t встановлюють у межах 0,1 ... 1 мм.

Приклад реалізації способу шліфування. Здійснюється обробка периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу діаметром 0,3 м (зернистість круга 100/80, концентрація зерен 100 %, металева зв'язка М1-01) циліндричної твердосплавної деталі радіусом $7 \cdot 10^{-3}$ м. Швидкість шліфувального круга $V_{кр} = 30$ м/с. Вимірюючи за допомогою мікроскопа максимальну довжину майданчика зношування на вершині різального зерна після правлення шліфувального круга l , встановлено, що $l = 0,3 \cdot 10^{-3}$ м. Використовуючи вихідні дані ($m = 100$; $\bar{X} = 0,09 \cdot 10^{-3}$ м; $\gamma = 45^\circ$; $R_{кр} = 0,15$ м; $R_{дем} = 7 \cdot 10^{-3}$ м; $B_1 = 0,02$ м; $R_a = 0,2 \cdot 10^{-6}$ м), із залежностей (7.49) і (7.50) отримано значення $S_{нозд} = 0,1$ м/с і $V_{дем} = 0,23$ м/с.

Для заданої глибини шліфування $t = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м та заданої шорсткості оброблюваної поверхні $R_a = 0,2 \cdot 10^{-6}$ м продуктивність обробки приймає значення $Q = B_1 \cdot V_{дем} \cdot t = 27 \cdot 10^3$ мм³/хв., що значно перевищує значення, які досягнуто на діючих операціях шліфування в умовах виробництва. Це дозволяє забезпечити підвищення продуктивності обробки для заданої шорсткості оброблюваної поверхні.

7.7. Вибір і обґрунтування високопродуктивних кінематичних схем алмазного шліфування

Зараз на практиці використовують достатньо багато кінематичних схем шліфування, які здійснюють периферією і торцем круга за різним характером подач. Це дозволяє у кожному конкретному випадку визначати оптимальну схему шліфування із урахуванням вимог відносно продуктивності, якості та точності обробки та інших показників. Разом із тим, у теорії шліфування повною мірою не виявлено технологічні можливості цих схем. Тому важливо про-

вести теоретичне обґрунтування технологічних можливостей різноманіття відомих кінематичних схем шліфування периферією та торцем алмазного круга.

Для аналізу кінематичних схем шліфування із погляду продуктивності обробки Q розглянемо залежність (7.25). Очевидно, збільшити продуктивність обробки Q можна шляхом збільшення миттєвої сумарної площі поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга $S_{мит}$ і швидкості круга $V_{кр}$. Збільшення параметру $S_{мит}$ передбачає збільшення товщин зрізів окремими зернами та кількості одночасно працюючих зерен (шляхом збільшення поверхневої концентрації зерен круга та площі контакту круга із оброблюваною деталлю). Однак, ця залежність у явному вигляді не містить характеристик круга і, отже, не відображає особливостей кінематичних схем шліфування.

Відомо також розрахункову залежність для визначення продуктивності обробки під час круглого зовнішнього (плоского) шліфування: $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$, де B – ширина шліфування, м; t – глибина шліфування, м; $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с. Однак, параметр $V_{дет}$, що входить у цю залежність, не пов'язаний із характеристиками круга та іншими параметрами шліфування. Це не дозволяє оцінювати можливості різних кінематичних схем шліфування, які відрізняються характером і площею контакту круга із деталлю, що у даному випадку визначається добутком параметрів $B \cdot t$. Тому важливо отримати нову залежність із урахуванням розрахункової схеми, наведеної на рис. 7.17.

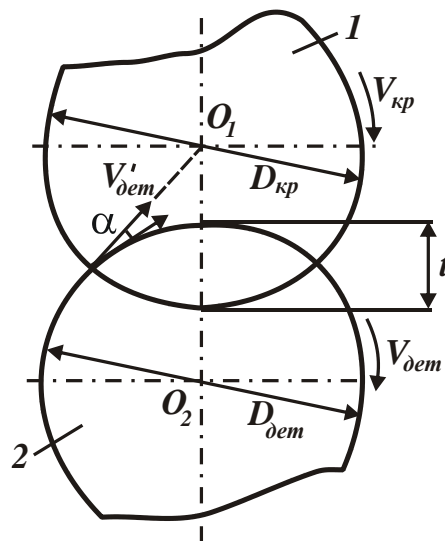


Рисунок 7.17 – Розрахункова схема параметрів круглого зовнішнього шліфування: 1 – круг; 2 – деталь

Виразимо $V_{\partial em} = V'_{\partial em} / \cos \alpha$; $B \cdot t = F \cdot \cos \alpha$, де $V'_{\partial em}$ – складова вектора швидкості деталі $V_{\partial em}$, яка спрямована за нормаллю до робочої поверхні круга і визначається залежністю:

$$V'_{\partial em} = \frac{k \cdot V_{кр}}{8,35 \cdot 10^2} \cdot \left(\frac{a_{z_{max}}}{A} \right)^3, \quad (7.51)$$

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

l – довжина дуги контакту круга із деталлю, м;

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м²;

\bar{X} – зернистість круга, м;

$a_{z_{max}}$ – максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, м;

$D_{кр}$, $D_{\partial em}$ – відповідно, діаметри круга і деталі, м;

$$\cos \alpha = \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{\partial em}} \right)}. \quad (7.52)$$

Тоді продуктивність обробки визначиться:

$$Q = V'_{\partial em} \cdot F. \quad (7.53)$$

Таким чином, отримано залежність (7.53), яка дозволяє окремо врахувати характеристики круга та параметри зони контакту круга із деталлю, оскільки перший параметр $V'_{\partial em}$ залежить лише від характеристик круга та швидкості круга, а другий параметр F визначає площу контакту круга із деталлю. Приймаючи перший параметр $V'_{\partial em}$ постійним ($a_{z_{max}} = const$), за параметром F можна оцінити технологічні можливості різних кінематичних схем шліфування.

Під час шліфування периферією круга параметр F виражається залежністю:

$$F = B \cdot \sqrt{\frac{t \cdot D_{кр} \cdot D_{\partial em}}{(D_{кр} + D_{\partial em})}}. \quad (7.54)$$

Отже, найбільші значення параметрів F і Q мають місце під час внутрішнього шліфування. Потім, у порядку зменшення – під час плоского та круглого зовнішнього шліфування, які характеризуються меншою довжиною дуги контакту круга із деталлю. Однак на практиці реалізувати високу продуктивність внутрішнього шліфування не вдається через невеликий діаметр круга.

Виходячи із залежності (7.54), основним шляхом збільшення параметрів F і Q є збільшення глибини шліфування t , тобто збільшення довжини

дуги контакту круга із деталлю. Із цієї точки зору найбільш продуктивною слід розглядати схему глибокого шліфування та схему розрізання матеріалів, коли глибина шліфування досягає радіусу круга та більше. При цьому слід пам'ятати, що швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно встановлювати за умови $V_{дет} = V'_{дет} / \cos \alpha$, тобто зі збільшенням глибини шліфування t швидкість деталі $V_{дет}$ має зменшуватися (за умови $a_{z_{max}} = const$).

Як видно, ефективність глибокого шліфування полягає у тому, що за умови лінійного збільшення глибини шліфування t швидкість деталі $V_{дет}$ зменшується за гіперболічним законом $1/\sqrt{t}$. У результаті, продуктивність обробки Q збільшується за законом \sqrt{t} .

Найбільшу продуктивність обробки можна досягти за умови досягнення глибиною шліфування діаметру круга $t = D_{кр}$, реалізуючи схему плоского шліфування торцем круга (рис. 7.18,а). Площа контакту F у цьому випадку дорівнює $D_{кр} \cdot t$, де t – глибина шліфування під час торцевого шліфування, м. Збільшити площу контакту F можна шляхом створення на торці круга забір-ного конуса із кутом φ (рис. 7.18,б). Тоді площа контакту F визначиться:

$$F = D_{кр} \cdot l \cdot \cos \varphi, \quad (7.55)$$

де l – довжина контакту круга із деталлю, м.

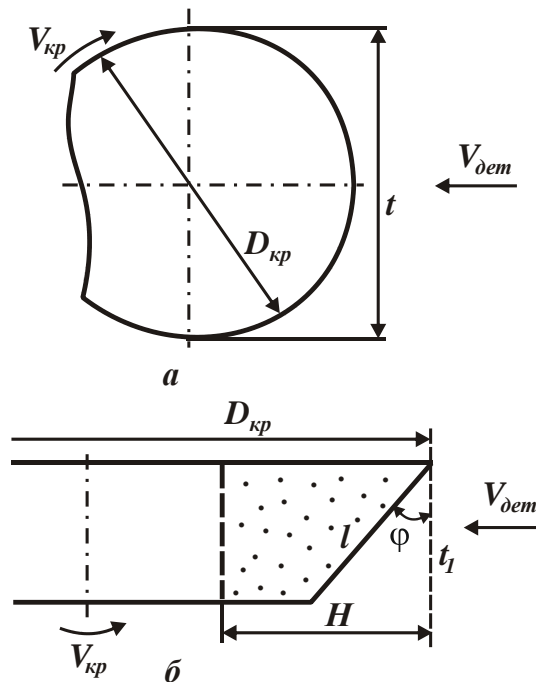


Рисунок 7.18 – Розрахункові схеми параметрів плоского шліфування торцем круга

За умови $\varphi \rightarrow 90^0$, маємо: $\cos \varphi \rightarrow 1$, $l \rightarrow H$ (із урахуванням $H \gg t$), де H – ширина робочої частини торця круга, тобто

$$F = D_{кр} \cdot H. \quad (7.56)$$

Отже, виходячи із залежності (7.56), площа контакту F визначається геометричними параметрами робочої частини круга: чим більше діаметр і ширина робочої частини круга, тим більше F й, відповідно, продуктивність обробки Q . Цим пояснюється надзвичайно висока ефективність застосування кінематичних схем плоского шліфування торцем алмазного круга (на верстаках із прямолінійним столом і столами, що обертаються) твердосплавних пластин, деталей із високоміцних керамік і феритів, під час шліфування і полірування пластин із твердих порід каменю та ін.

Порівняємо значення продуктивності обробки під час плоского шліфування торцем та периферією круга. У першому випадку продуктивність обробки дорівнює: $Q_1 = F \cdot V'_{dem} = H \cdot l \cdot V'_{dem}$, де $F = H \cdot l$ – площа контакту оброблюваної поверхні (пластини) із робочою поверхнею торця круга, м²; H , l – відповідно, ширина і довжина оброблюваної поверхні, м.

У другому випадку продуктивність обробки дорівнює: $Q_2 = H \cdot t \cdot V_{dem}$.

Як показано раніше, між параметрами V'_{dem} та V_{dem} за умов плоского шліфування периферією круга існує зв'язок: $V'_{dem} = V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{4t}{D_{кр}}}$. Тоді відношення значень продуктивності обробки Q_1 і Q_2 визначиться:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{2 \cdot l}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}. \quad (7.57)$$

Приклад розрахунку. Для $t = 0,01$ мм; $D_{кр} = 300$ мм; $l = 10$ мм, маємо $Q_1 / Q_2 = 11,56$. Як видно, схема плоского шліфування торцем круга більш продуктивна. Цим можна пояснити ефективність заточування торцем алмазного круга твердосплавних та швидкорізальних інструментів за жорсткою схемою. Площа контакту круга із оброблюваним інструментом F визначається $F = H \cdot l$. Очевидно, чим більше H і l , тим більше F і, відповідно, продуктивність обробки Q .

Досягти такої високої продуктивності обробки під час шліфування периферією круга дуже складно, оскільки за однаковою шириною шліфування H довжина дуги контакту периферії круга із деталлю l буде менше за довжину контакту торця круга із деталлю. Цим пояснюється той факт, що зато-

чування інструментів переважно здійснюється за схемою торцевого шліфування із застосуванням алмазних кругів. Для реалізації процесу заточування важливо забезпечити високу ріжучу здатність алмазного круга на металевій зв'язці, оскільки збільшена площа контакту F ускладнює ефективне безперервне електроерозійне або електрохімічне виправлення алмазного круга на металевій зв'язці. Слід зазначити, що на відміну від шліфування периферією круга, під час торцевого шліфування забірним конусом круга глибина шліфування t не впливає на значення F і Q , тобто схеми торцевого багатопрохідного та глибинного шліфування рівнозначні за продуктивністю обробки.

Виходячи із залежності (7.53), значні можливості із точки зору підвищення продуктивності обробки мають схеми урізного шліфування, зокрема, твердосплавних пластин на верстатах типу "Wendt". У цьому випадку оброблювана пластина рухається за нормаллю до торця алмазного круга. У зв'язку із великою площею контакту круга із оброблюваною пластиною суттєво збільшується продуктивність обробки.

Аналогічну схему шліфування покладено у основу заточування інструментів із фіксованою силою притискання круга до оброблюваного інструменту. Чим більше площа обробки, тим вище продуктивність обробки. Для підтримання швидкості V'_{dem} на достатньо високому рівні використовують алмазні круги на органічних та керамічних зв'язках, що працюють у режимі самозаточування, та алмазні круги на металевих зв'язках, що працюють у режимі безперервного або періодичного електроерозійного або електрохімічного правлення.

Таким чином, теоретично показано, що ефект збільшення продуктивності обробки Q полягає, перш за все, у збільшенні площі контакту круга із оброблюваною поверхнею F . У зв'язку із цим, ефективним є використання стрічкового, охоплюючого, глибинного шліфування та інших високопродуктивних кінематичних схем обробки, що характеризуються значною площею контакту круга із оброблюваною поверхнею.

Висновки

1. У роботі розроблено загальний теоретичний підхід до оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування. Він заснований на встановленні оптимальних значень механічних і електричних параметрів алмазного електроерозійного шліфування, що забезпечують безперервне підтримання під час шліфування оптимального значення величини

лінійного зношування максимально виступаючого над рівнем зв'язки зерна до моменту його об'ємного руйнування та наступного випадіння із зв'язки круга. Це дозволяє забезпечити високу ріжучу здатність алмазного круга завдяки ударно-термічному руйнуванню його металевої зв'язки та продуктів обробки, що утримуються на робочій поверхні круга, шляхом введення у зону різання додаткової електричної енергії у формі електричних розрядів. У результаті досягається зменшення сили та температури різання, питомої витрати алмазу та собівартості обробки, підвищення якості та продуктивності обробки.

2. Аналітично визначено параметри енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування. Встановлено, що у разі алмазного шліфування без урахування зношення зерен круга збільшити максимальну товщину зрізу та, відповідно, продуктивність обробки можна зменшенням умовного напруження різання та збільшенням міцності зв'язки круга, а у разі алмазного шліфування із урахування зношення зерен круга – забезпеченням високої гостроти ріжучих зерен. При цьому необхідно домагатися збільшеного виступання зерен над рівнем зв'язки круга та зменшення товщина шару міжзеренного простору круга, що заповнюється стружками.

3. Аналітично встановлено, що швидкість зношування зв'язки круга цілком однозначно визначається безрозмірним коефіцієнтом η , що характеризує ступінь лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування або випадіння із зв'язки круга без руйнування. Показано, що чим він менше, тим більше швидкість зношування зв'язки круга. Отже, для здійснення високопродуктивного алмазного електроерозійного шліфування необхідно забезпечити збільшення швидкості зношування зв'язки круга шляхом підвищення інтенсивності дії електричних розрядів. Також встановлено, що для нормального протікання процесу шліфування (забезпечення стійкого у часі процесу) необхідно виконати умову рівності "трьох сил": радіальна складова сили різання P_{y1} , що діє на окреме зерно алмазного круга, одночасно повинна дорівнювати граничній силі (за якою відбувається об'ємне руйнування зерна) і силі, що утримує зерно у зв'язці алмазного круга.

4. Визначено оптимальні параметри алмазного електроерозійного шліфування за критерієм найменшої питомої витрати алмазу. Аналітично встановлено, що зі збільшенням продуктивності обробки питома витрата алмазу спочатку зменшується, потім збільшується, проходячи точку мінімуму. На цій основі визначено екстремальні значення продуктивності обробки та механічні параметри режиму шліфування, що відповідають параметрам оптимального

ріжучого рельєфу круга, який необхідно підтримувати постійним під час алмазного електроерозійного шліфування.

5. Аналітично встановлено, що технологічна собівартість обробки зі змінною безрозмірного коефіцієнта η змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму, що підтверджується експериментальними даними. При цьому, мінімум технологічної собівартість обробки досягається за меншими значеннями безрозмірного коефіцієнта η порівняно із мінімумом питомої витрати алмазу. Цим показано, що оптимізація параметрів шліфування за критерієм мінімуму технологічної собівартості обробки дозволяє більш повно використати потенційні можливості алмазних кругів порівняно із оптимізацією параметрів шліфування за критерієм мінімуму питомої витрати алмазу.

6. Встановлено, що збільшене оптимальне значення безрозмірного коефіцієнта η відповідає збільшеному значенню відомого відношення товщини зрізу окремим зерном круга до радіуса зерна a_z / R . Це вказує на більш інтенсивне протікання процесу стружкоутворення під час шліфування та можливість підвищення продуктивності обробки.

7. Розроблено методику визначення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування. Її основу складає встановлена аналітична залежність, що пов'язує швидкості зношування зв'язки та зерен алмазного круга за допомогою безрозмірного коефіцієнту η . Показано, що у разі перевищення швидкістю зношування зерен швидкості зношування зв'язки алмазного круга процес шліфування протікатиме нестійко – алмазний круг працюватиме у режимі затуплення, що не дозволить реалізувати потенційні можливості алмазного електроерозійного шліфування.

9. Розроблено ефективний спосіб шліфування циліндричної деталі периферією шліфувального круга із синтетичного надтвердого матеріалу, за яким попередньо після правлення круга алмазним правлячим олівцем вимірюють максимальну довжину майданчика зношування на вершині різального зерна, а швидкість поздовжньої подачі та швидкість обертів деталі встановлюють за залежностями, які містять безрозмірний коефіцієнт η , характеристики круга та оброблюваної деталі, параметр шорсткості поверхні. Це дозволяє підвищити продуктивність обробки для заданої шорсткості поверхні.

10. Теоретично встановлено, що збільшити продуктивність обробки можна шляхом використання стрічкового, охоплюючого, глибинного шліфування та інших високопродуктивних кінематичних схем обробки, що характеризуються значною площею контакту круга із оброблюваною поверхнею.

Загальні висновки

У роботі теоретично та експериментально обґрунтовано основні закономірності формування теплових та механічних процесів під час обробки матеріалів різанням. Визначено умови зменшення теплової та силової напруженостей процесу різання під час шліфування та лезової обробки. Аналітично описано основні параметри процесу різання, включаючи силу та температуру різання, енергоємність обробки, параметри якості та точності оброблених поверхонь деталей. Значну увагу приділено визначенню температури різання на основі складання балансу тепла, що виникає у процесі різання та надходить до стружок, що утворюються, і до оброблюваного матеріалу. Показано, що існує умовна величина – максимальна температура різання, яка дорівнює відношенню умовного напруження різання (енергоємності обробки) до добутку питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу і визначає температуру нагрівання лише стружок без урахування тепла, яке надходить до оброблюваного матеріалу. Встановлено, що максимальна температура різання може перевищувати температуру плавлення оброблюваного матеріалу, особливо, в умовах шліфування у зв'язку із інтенсивним тертям зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Тому в умовах шліфування температура різання значно менше максимальної температури різання.

В умовах лезової обробки максимальна температура різання менше, ніж в умовах шліфування. Тому температура різання може досягати максимальної температури різання. У цьому випадку можна значно підвищити продуктивність обробки без збільшення температури різання, оскільки максимальна температура різання фактично не залежить від параметрів режиму різання, а визначається лише відношенням умовного напруження різання (енергоємності обробки) до добутку питомої теплоємності та щільності оброблюваного матеріалу. Це підтверджується результатами експериментальних досліджень і, в першу чергу, тим, що продуктивність під час лезової обробки досягає значно більших значень, ніж під час шліфування за заданою температурою різання.

Таким чином, розроблений теоретичний підхід до визначення температури різання дозволяє порівнювати різні технологічні процеси шліфування та лезової обробки за критерієм максимальної температури різання та вибирати із них найбільш ефективні. При цьому встановлено, що основною умовою зменшення максимальної температури різання є зменшення умовного напруження різання (енергоємності обробки) шляхом зменшення інтенсивності тертя зв'язки різального інструмента із оброблюваним матеріалом. Це дося-

гається застосуванням переривчастих, імпрегнованих і високопористих абразивних кругів, алмазних кругів, ефективних технологічних середовищ тощо.

У роботі на основі розробленої математичної моделі визначення температури різання вирішене важливе завдання, пов'язане із визначенням глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за якою температура різання приймає нульове значення. У результаті визначено товщину дефектного шару на оброблюваній деталі та умови вилучення утворення температурних дефектів, які утворюються на обробленій поверхні. Порівняння розрахункових та експериментальних значень температури різання показали на високий рівень їх співпадання – у межах 12 %, що указує на достовірність отриманих теоретичних рішень.

На основі розробленої математичної моделі визначення температури різання також проведено теоретичний аналіз ефективності застосування переривчастого шліфування. Встановлено, що існує екстремум (мінімум) температури різання залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга, а у точці мінімуму температури різання довжини робочого виступу та вирізу переривчастого круга однакові. Показано, що основними умовами зменшення температури різання під час переривчастого шліфування є застосування схеми глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга, а також збільшення кількості робочих вирізів переривчастого круга. У цьому випадку ефект зменшення температури різання пов'язаний зі збільшенням кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі: чим їх більше, тим менше температура різання. Показано, що під час шліфування суцільним кругом, навпаки, зменшити температуру різання можна в умовах багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі. Встановлено також, що під час переривчастого шліфування енергоємність обробки менше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Це є додатковим чинником зменшення температури різання під час переривчастого шліфування. Однак, для реалізації цієї умови необхідно забезпечити інтенсивну подачу охолоджувальної рідини у зону шліфування для того, щоб до початку кожного наступного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваною деталлю зменшити температуру різання до початкового значення і, отже, стабілізувати у часі максимальні (пікові) значення температури різання. Використання отриманих рішень дозволяє підвищити якість та продуктивність переривчастого шліфування.

Показано, що зменшити температуру різання під час шліфування можна

застосуванням схем високопродуктивного глибинного шліфування торцем круга та кругом із двостороннім конічним профілем. На цій основі розроблено методологію створення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій лезової та абразивної обробки деталей машин та твердосплавних різальних інструментів. Отримала практичне застосування розроблена технологія зубошліфування за методом профільного копіювання на сучасному зубошліфувальному верстаті моделі HOFLEER RAPID 1250 із застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга із двостороннім конічним профілем, що характеризується високою ріжучою здатністю в умовах високопродуктивного глибинного шліфування. Порівняно із схемою зубошліфування методом обкатування, що здійснюється в умовах багатопрохідного шліфування, це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки.

У цілому у роботі розглянуто дві узагальнені розрахункові схеми для визначення температури різання під час механічної обробки. Перша розрахункова схема заснована на урахуванні безперервного рівномірного у часі зняття оброблюваного матеріалу, що досягається в умовах шліфування, коли зв'язка шліфувального круга безупинно контактує із оброблюваним матеріалом. Друга розрахункова схема заснована на тому, що процес стружкоутворення під час різання в умовах лезової обробки здійснюється шляхом періодичних зсувів елементарних об'ємів матеріалу вздовж умовної площини зсуву, яка розташована під певним кутом до напрямку руху оброблюваної деталі. Розрахунками встановлено, що за умови їх значного збільшення температура різання може збільшуватися до 10 разів. Це має місце під час шліфування в умовах безперервного контакту зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом. Під час лезової обробки кількість виникаючих у зоні різання зсувних елементарних об'ємів оброблюваного матеріалу незначна, що дозволяє зменшити температуру різання і підвищити якість та продуктивність обробки, привести у відповідність розрахункові та експериментальні значення температури різання. Це дозволяє з нових теоретичних позицій обґрунтувати ефективність переходу на фінішних операціях від процесу шліфування до сучасних методів лезової обробки.

У зв'язку із цим, теоретично визначено умови високоточної лезової обробки виробів, які полягають у застосуванні методів високошвидкісного різання. Показано, що перехід на фінішних операціях від шліфування до точіння та інших методів лезової обробки дозволяє суттєво зменшити енергоємність обробки та, відповідно, сили і температуру різання. Показано, що під час обробки високоточних отворів ефективно застосовувати прогресивні

методи високошвидкісного розточування та фрезерування сучасними збірними твердосплавними інструментами зі зносостійкими покриттями на високооборотних металорізальних верстатах із ЧПУ типу "обробний центр". Це дозволяє зменшити пружні переміщення, які виникають у технологічній системі, та значно підвищити точність, якість і продуктивність обробки.

У роботі наведено теоретичні рішення відносно підвищення ефективності процесів шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках із розвиненим ріжучим рельєфом (сформованим шляхом введення у зону різання або автономно додаткової електричної енергії та здійснення безперервного чи періодичного виправлення алмазного круга). Ці рішення включають встановлені аналітичні залежності основних фізичних та технологічних параметрів шліфування; новий теоретичний підхід до розрахунку оптимальних механічних та електричних параметрів режиму шліфування із урахуванням обмежень відносно зношування алмазного круга, собівартості обробки та параметрів якості оброблюваних поверхонь; результати досліджень, що розкривають фізичну сутність алмазного шліфування із позицій змінності величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування та випадіння зі зв'язки круга та сталості величини навантаження, що діє на окреме зерно круга. Показано, що у процесі алмазного електроерозійного шліфування ці величини відіграють визначальну роль, і управління ними дозволяє домогтися суттєвого підвищення продуктивності обробки. Доведено існування оптимальних значень величини лінійного зношування зерна до моменту його об'ємного руйнування та випадіння зі зв'язки алмазного круга, які зумовлені екстремальністю залежності питомої витрати алмазу від глибини шліфування.

У роботі наведено розроблену математичну модель високопродуктивного глибинного алмазного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі та поздовжньою подачею, близькою до висоти круга. Визначено максимально можливу продуктивність обробки, зумовлену властивостями міцності робочої поверхні круга та технологічними обмеженнями обробки, а також реалізуючі її оптимальні режими різання. На цій основі виявлено, обґрунтовано та реалізовано фізичні та кінематичні умови суттєвого підвищення продуктивності обробки під час знімання значних припусків. Показано, що розроблені процеси шліфування важкообробних матеріалів алмазними кругами на металевих зв'язках із використанням електроерозійного методу виправлення алмазного круга дозволяють у 2 – 5 разів збільшити продуктивність обробки за умови економічно обґрунтованої питомої витрати алмазу та високої якості оброблюваних поверхонь.

Список використаних джерел

1. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Алмазная обработка : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
3. Анділахай В. О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / В. О. Анділахай. – Маріуполь, 2011. – 21 с.
4. А. С. № 494130 (СССР). Способ абразивной обработки металлов / М. Ф. Семко, Н. К. Беззубенко и др. – Оpubл. в Б.И., 1976, № 31.
5. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – Киев: Наук. думка, 1978. – 207 с.
6. Байкалов А. К. Вероятная оценка размеров среза и усилий резания на абразивных зернах при шлифовании / А. К. Байкалов // Синтетические алмазы. – 1978. – № 1. – С. 15–19.
7. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
8. 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.
9. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
10. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.
11. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.
12. Гасанов М. І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 / М. І. Гасанов. – Харків, 1999. – 17 с.
13. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с.

14. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
15. Грановский Г. И. Резание металлов : учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
16. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М.: Машгиз, 1954. – 275 с.
17. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / С. А. Дитиненко. – Харьков, 2005. – 20 с.
18. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
19. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
20. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / В. А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с.
21. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий, 2011. – № 5/5 (53). – С. 51–54.
22. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – Київ: Техніка, 1980. – С. 118–119.
23. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.
24. Зворыкин К. А. Работа и усилие, необходимые для отделения металлических стружек / К. А. Зворыкин. – Москва, 1893.
25. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.
26. Зубарь В. П. Замена шлифования точением / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : міжнар. наук.-практ. конф., 18–19 травня 2006 р., тези доповід. – Харків: Вид-во "Курсор", 2006. – С. 73–74.
27. Зубарь В. П. Лезвийная обработка закаленных сталей и чугунов взамен шлифования / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Сучасні техно-

- логії в машинобудуванні. Зб. наук. праць. – Харків: НТУ "ХПІ". – Вип. 5. – 2010. – С. 32–38.
28. Иванов Н. П. Интенсивность электроэрозии алмазных кругов при использовании источника постоянного тока / Н. П. Иванов, Л. Е. Кобзарь // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 31. – С. 26–31.
29. Иванов Н. П. Электроэрозионное формирование высоты рельефа рабочей поверхности алмазных кругов при использовании источника постоянного тока / Н. П. Иванов // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 32. – С. 21–27.
30. 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 / И. Е. Иванов. – Мариуполь, 2008. – 21 с.
31. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.
32. Инновационное развитие современных технологий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. С. Гусарев, В. Б. Наддачин, А. А. Якимов, А. А. Андилахай, А. С. Сергеев, Д. Ф. Новиков. – Днепр : ЛИРА, 2021. – 480 с.
33. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с. (2005).
34. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполитов. – М.: Машиностроение, 1969. – 331 с.
35. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
36. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий, И. Х. Чеповецкий. – Киев: Наук. думка, 1979. – 244 с.
37. Кашук В. А. Справочник заточника / В. А. Кашук, Д. А. Мелехин. – М.: Машиностроение, 1982. – 228 с.
38. Кашук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кашук, А. Б. Верещагин. – М.: Машиностроение, 1988. – С. 480.
39. Кленов О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / О. С. Кленов. – Одеса, 2011. – 21 с.
40. 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.
41. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.
 42. Коломиец В. В. Точение закаленных сталей резцами из эльбора-Р. Том 3 "Резание материалов лезвийными инструментами", часть 2, глава 1 // 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. – С. 157–226.
 43. Коновалов В. А. Исследование влияния прочности алмазоудержания и износостойкости металлических связок на работоспособность алмазно-абразивного инструмента: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01. – Киев, 1974. – 150 с.
 44. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, Гл. ред. физ.-мат. лит., 1974. – 832 с.
 45. Королев А. А. Современная технология формообразующего суперфиниширования поверхностей деталей сложного профиля / А. А. Королев. – Саратов: Сарат. гос. техн. ун-т, 2001. – 156 с.
 46. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
 47. Корсаков В. С. Точность механической обработки / В. С. Корсаков. – М.: Машиностроение, 1961. – 378 с.
 48. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
 49. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки : монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
 50. 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.
 51. Лавріненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 / В. І. Лавріненко. – Київ, 2000. – 35 с.
 52. Ларшин В. П. Интегрированные технологические системы в машиностроении / В. П. Ларшин // Тр. Одес. политехн. ун-та. – 1999. – Вып. 3 (9). – С. 55–58.

53. Ларшин В. П. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологи / В. П. Ларшин, А. А. Гречиха // Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільського господарства. – 2002. – Вып. 10. – С. 54–59.
54. Лебедев В. Г. Кинетика изменения температур критических точек при шлифовании закаленных сталей / В. Г. Лебедев, Н. М. Клименко // Тр. Одес. политехн. ун-та. – 2000. – Вып. 2 (11). – С. 47–50.
55. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – Киев: Техника, 2001. – 300 с.
56. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
57. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.
58. 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.
59. Маслов Е. Н. Основы теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Гос. научн.-техн. изд. машиностр. литературы, 1951. – 178 с.
60. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
61. Маталин А. А. Технология машиностроения : учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
62. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с.
63. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – Київ: Техніка, 1996. – 320 с.
64. Матюха П. Г. Выбор длины электрода–инструмента при электроэрозионной правке шлифовальных кругов / П. Г. Матюха, В. И. Мартынов, В. П. Цокур // Резание и инструмент. – 1988. – Вып. 40. – С. 36–42.
65. Матюха П. Г. Теоретические и экспериментальные исследования кинематики процесса и рельефа круга при алмазно-искровом шлифовании : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 / П. Г. Матюха. – МВТУ им. Баумана. – М., 1980. – 16 с.
66. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. – М.: Машиностроение, 1975. – 304 с.
67. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Л. Л. Мишнаевский. – Киев: Наук. думка, 1982. – 192 с.

68. Моделирование систем : монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов, Д. В. Митришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
69. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфування : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
70. Новиков Г. В. Математическая модель формирования упругих перемещений при механической обработке / Г. В. Новиков // Вісник НТУ "ХП". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХП". – 2005. – № 24. – С. 149–157.
71. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / Г. В. Новиков. – Харьков, 1989. – 210 с.
72. Новиков Г. В. Элементы теории энергоемкости процессов механической обработки / Г. В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХП", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.
73. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. праць НТУ "ХП". – 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.
74. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры резания при лезвийной обработке / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский, В. В. Коломиец // Современные вопросы производства и ремонта в промышленности и на транспорте : материалы 20-го Междунар. научн.-техн. семинара (г. Тбилиси, 23–28 марта 2020 г.). – Киев: АТМ Украины, 2020. – С. 123–127.
75. Новиков Ф. В. Исследование теплонапряженности процессов шлифования / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2008. – №2/4 (32). – С. 41–44.
76. Новиков Ф. В. Определение путей уменьшения температуры и повышения производительности при механической обработке / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: машинобудування, машинознавство. – 2008. – Вип. 5 – С. 56–60.
77. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в металлообработке : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2017. – С. 400–401.
78. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в технологии машиностроения : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. Г. Шкурупий. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 424 с.

79. Новиков Ф. В. Основы математического моделирования технологических процессов механической обработки / Ф. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.
80. Новиков Ф. В. Повышение эффективности операций зубошлифования зубчатых колес / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2016. – № 33 (1205). – С. 138–144.
81. 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-й Междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007 г. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.
82. Новиков Ф. В. Разработка и внедрение эффективных операций механической обработки деталей гидравлических систем / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, О. С. Кленов // Вісник СевНТУ. Збірник наукових праць. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь, 2014. – Вип. 151/2014. – С. 115–121.
83. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2008. – №1/2 (31). – С. 9–12.
84. Новиков Ф. В. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 164–171.
85. Новиков Ф. В. Теоретический анализ формирования погрешностей при обработке отверстия с начальной значительной некруглостью / Ф. В. Новиков, И. Е. Иванов, И. А. Рябенков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2008. – Вип. 68. – С. 119–135.
86. Новиков Ф. В. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2014. – № 42 (1085). – С. 106–111.
87. Новиков Ф. В. Условия снижения силовой напряженности процесса механической обработки / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко, И. А. Рябенков

// Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – 2008. – Вып. 74. – С. 220–226.

88. 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.
89. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с.
90. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурूपій. – Харків: ХНЕУ імені С. Кузнеця, 2015. – 388 с.
91. Новіков Ф. В. Розроблення теоретичного підходу до визначення температури різання при шліфуванні та умов її зменшення / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / Нац. техн. ун-т "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2022. – № 2 (6) 2022. – С. 96–103.
92. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
93. Новіков Ф. В. Технологічні закономірності підвищення точності та продуктивності механічної обробки / Ф. В. Новіков, В. І. Полянський // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні: зб. наук. праць / Нац. техн. ун-т "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2022. – № 2 (6) 2022. – С. 64–71.
94. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с.
95. 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.
96. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – Київ: Техніка, 1978. – 192 с.
97. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
98. Палей М. М. Технология шлифования и заточки режущего инструмента / М. М. Палей, Л. Г. Дибнер, М. Д. Флид. – М.: Машиностроение, 1988. – 288 с.
99. Патент на корисну модель №140930 "Спосіб шліфування циліндричної деталі" від 10.03.2020 р. / Ф. В. Новіков, М. Ф. Смирний, В. І. Полянський,

- І. О. Рябенков, Д. Ф. Новіков. – Заявка у 2019 09840, 16.09.2019, Опубл. 10.03.2020. – Бюл. № 5. – 6 с.
100. Патент на корисну модель №141255 "Спосіб глибинного шліфування циліндричної деталі" від 25.03.2020 р. / Ф. В. Новіков, М. Ф. Смирний, В. І. Полянський, І. О. Рябенков, Д. Ф. Новіков. – Заявка у 2019 10261, 09.10.2019, Опубл. 25.03.2020. – Бюл. № 6. – 6 с.
101. Патент на корисну модель №141256 "Спосіб розсвердлювання отвору" від 25.03.2020 р. / Ф. В. Новіков, М. Ф. Смирний, В. І. Полянський, І. О. Рябенков, Д. Ф. Новіков. – Заявка у 2019 10262, 09.10.2019, Опубл. 25.03.2020. – Бюл. № 6. – 6 с.
102. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1985. – 264 с.
103. Полянский В. И. Расчет температуры шлифования для неустановившегося во времени теплового процесса / В. И. Полянский // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наук. праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2011. – № 40. – С. 92–97.
104. Полянский В. И. Теоретическое обоснование технологических возможностей процессов точения и шлифования / В. И. Полянский // Вісн. Харків. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 93–98.
105. Полянский В. И. Теоретическое обоснование условий уменьшения силовой и тепловой напряженности механической обработки / В. И. Полянский // Захист металургійних машин від поломок : Збірник наук. праць. – Маріуполь: ДВНЗ "ПДТУ". – 2011. – Вип. 13. – С. 188–192.
106. Полянский В. И. Условия повышения эффективности высокоскоростного фрезерования на основе снижения энергоемкости обработки / В. И. Полянский // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наук. праць. – Краматорськ, 2017. – Вип. № 41. – С. 18–24.
107. Полянський В. І. Розроблення та впровадження у виробництво ефективних технологічних процесів механічної обробки складнопрофільної формуючої оснастки для харчової промисловості / В. І. Полянський, Ф. В. Новіков // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении : Материалы междунар. научн.-техн. конф., Одесса, 22–24 сентября 2021 г. – Одесса: Гос. ун-т "Одесская политехника", 2021. – С. 140–146.
108. Полянський В. І. Технологічне забезпечення якості та продуктивності механічної обробки отворів в деталях гідроапаратури : автореф. дис.

- ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / В. І. Полянський. – Маріуполь: ДВНЗ "ПДТУ", 2012. – 21 с.
109. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
110. Профессор Якимов Александр Васильевич и его научная технологическая школа: научно-информационное издание / Под общей редакцией проф. Ф. В. Новикова. – Днепр: ЛИРА, 2019. – 296 с.
111. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
112. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / за редакцією А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.
113. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / П. Р. Родин – Киев: Вища шк. Головное изд-во, 1986. – 455 с.
114. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – Киев: Наук. думка, 1994. – 180 с.
115. 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.
116. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – Київ: Техніка, 1974. – 179 с.
117. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микроромок алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.
118. Сергеев А. С. Обоснование эффективности применения абразивной обработки для уменьшения шероховатости поверхности // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / Нац. техн. ун-т "Харків. політехн. ін-т". – Харків: НТУ "ХПІ", 2020. – № 1 (1) 2020. – С. 19–23.
119. Сергеев О. С. Теоретичний аналіз технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні при абразивній обробці / О. С. Сергеев, О. О. Анділахай // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. – Вип. 39. – Маріуполь: ДВНЗ "ПДТУ", 2019. – С 86–93.

120. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП "УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
121. Сизый Ю. А. Динамика нагрева и охлаждения фрикционного диска с учетом теплообмена с окружающей средой / Ю. А. Сизый // Известия вузов. Машиностроение. – М., 1993. – №7–9. – С. 139–146.
122. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
123. Сильвестров Б. Н. Зубошлифовальные работы : учеб. пособие / Б. Н. Сильвестров. – М.: Высшая школа, 1985. – 272 с.
124. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – Киев: Наук. думка, 1976. – 351 с.
125. 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.
126. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
127. 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.
128. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием : справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжов и др.; Под общ. ред. Л. В. Худобина. – М.: Машиностроение, 2006. – 544 с.
129. Снижение теплового фактора при плоском абразивном шлифовании / Тонконогий В., Якимов А., Бовнегра Л., Безнос С, Добровольский В. // Технічні науки та технології. – 2017. – № 4. – С. 16–26.
130. Современные технологии и техническое перевооружение предприятий : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, А. А. Андилахай, Д. Ф. Новиков, В. И. Полянский. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 400 с.
131. Соколовский А. П. Расчеты точности обработки на металлорежущих станках / А. П. Соколовский. – М.–Л.: Машгиз, 1952. – 286 с.
132. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х томах: Т. 1 / Под редакцией А. Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е издание, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.
133. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.

134. Теоретические основы резания и шлифования материалов : учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Нови́ков, Г. В. Нови́ков, Б. С. Серов, А. А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
135. Теоретические основы технологии машиностроения : учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Нови́ков, А. А. Якимов, Г. В. Нови́ков, Н. И. Решетнев. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
136. Тепловые и механические процессы при резании металлов : учеб. пособие / Ф. В. Нови́ков, А. А. Якимов, Г. В. Нови́ков, С. Г. Зимин, В. А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
137. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник, Д. В. Іоргачов. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
138. Техніко-економічне обґрунтування сучасних технологій виробництва : навч. посібник / Ф. В. Нови́ков, Д. Ф. Нови́ков, О. А. Єрмоленко, В. О. Жовтобрюх. – Дніпро: ЛІРА, 2022. – 256 с.
139. Технологии производства: проблемы и решения : монография / Ф. В. Нови́ков, В. А. Жовтобрюх, С. А. Дитиненко, А. Г. Крюк, Н. Ф. Савченко, В. Г. Шкурупий, В. И. Полянский, И. А. Рябенков, Д. Ф. Нови́ков. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 536 с.
140. 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.
141. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків: НТУ "ХПІ", 2003. – 359 с.
142. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирцев, В. П. Ларшин. – Київ: Техніка, 1983. – 182 с.
143. Усов А. В. Применение ЭВМ для управления качественными характеристиками шлифуемых поверхностей / А. В. Усов, А. А. Богач, Д. В. Іоргачев // Високі технології в машинобудуванні : збірник наукових праць ХДПУ. – Харків, 1998. – С. 285–288.
144. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // Високі технології в машинобудуванні : збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.
145. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Нови́кова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов". – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

146. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
147. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
148. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 6. "Качество обработки деталей машин". – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с.
149. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т.7. "Точность обработки деталей машин". – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с.
150. 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.
151. Физическая сущность процесса абразивного полирования / В. В. Зверинцев, Ю. С. Завершинская, Ю. И. Тягусева, Л. В. Зверинцева // Актуальные проблемы авиации и космонавтики. Технические науки. – 2014. – С. 11–12.
152. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
153. Фукс М. Я. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборово́й обработки / М. Я. Фукс, Н. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – Київ: Вища школа, 1979. – 158 с.
154. Химач О. В. О характере распределения срезов при шлифовании / О. В. Химач, В. Ф. Коробка, Л. С. Григорова // Синтетические алмазы. – 1977. – № 6. – С. 60–63.
155. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учеб. пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
156. Шве́ц В. В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения / В. В. Шве́ц. – М.: Машиностроение, 1967. – 63 с.

157. Шепелев А. А. Интенсификация процессов шлифования инструментальных материалов кругами из синтетических алмазов и кубического нитрида бора : автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 / А. А. Шепелев. – Харьков, 2002. – 36 с.
158. Шкурупий В. Г. Сглаживание поверхностного слоя деталей из меди и алюминия при их абразивном полировании / В. Г. Шкурупий, Ю. Ф. Назаров // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь: ПГТУ, 2010. – Вып. 12. – С. 281–286.
159. Якимов А. А. Повышение эффективности прерывистого шлифования деталей, закаленных до высокой твердости : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / А. А. Якимов. – Одесса, 1991. – 16 с.
160. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
161. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – Київ: Техніка, 1993. – 152 с.
162. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
163. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Киев – Одесса: Изд. объедин. Вища школа, 1986. – 175 с.
164. Якимов А. В. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Дніпропетровськ: ЛІРА, 2015. – С. 38–43.
165. Яценко С. М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов : автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 / С. М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.
166. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
167. AL Quran F. M. Theoretical corroboration of the selection criteria of the breaking-in and shape-copy gear teeth grinding methods / International Journal of Mechankal and Production Engineering Research and Development (IJMPERD). Vol. 8, Issue 1, Feb. 2018. 389-392.

168. Atlantic Gear tooth profile grinding. URL: http://www.atlantic-schlifkrgi.ru/fileadmin/redaktion/bilder/downloads/kurzinformationen/EN_Zahnflankenprofilschleifen_01.pdf. Accessed on May, 2019.
169. Bogutskiy, V. B., Shron : L. B. O tselesoobraznosti primeneniya shlifovalnyih krugov s preryivystim profilem na operatsiyah ploskogo shlifovaniya. *Progressivnyie tehnologii i sistemyi mashinostroeniya*. – №2 (65), pp. 10–15 (2019).
170. Bratan, S., Kolesov A., Roshchupkin, S., Stadnik, T. Theoretical-probabilistic model of the rotary belt grinding process, *MATEC Web Conf.* 129, 01078 (2017).
171. Dodok, T.; Cubonova, N.; Cisar, M.; et al.: Utilization of strategies to generate and optimize machining sequences in CAD/CAM. Conference: 12th International Scientific Conference of Young Scientists on Sustainable, Modern and Safe Transport Location: High Tatras, Book Series: Procedia Engineering. Volume: 192. Pages: 113-118. Published: 2017.
172. Fang C., Xu, X. Analysis of temperature distributions in surface grinding with intermittent wheels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 71, pp. 23–31 (2014). <https://doi.org/10.1007/S00170013-5472-1>
173. Fritz, Klocke. *Manufacturing Processes 2 Grinding, Honing, Lapping*; Translated by Aaron Kuchle. Springer-Verlag Berlin Heidelberg (2009) DOI 10.1007 / 978-3-540-92259-9.
174. Fu G., Chandra A. A model for wafer scale variation of material removal rate in chemical mechanical polishing based on viscoelastic pad deformation. *Journal of Electronic Materials*, 2002, vol. 31, no. 10, pp. 1066–1073. DOI: 10.1007/s11664-002-0044-4.
175. Handa, D., Kumar, Sh., Babu S., Surendran Th., Sooraj, V.S.: Simulation of Intermittent Grinding for Ti-6Al-4V with Segmented Wheel. *Materials Today: Proceedings*, 44(1), 2537–2542 (2021).
176. Karkalos, N.E., Kunderák, J. and Markopoulos, A.P. Assessment of the performance of neural networks models for the prediction of surface roughness after grinding of steels, *Int. J. Artif. Intell.* 15(1), 55-75 (2017).
177. Kim Jin-seob, Lim Eun-seong, Jung Yoon-gyo. Determination of efficient superfinishing conditions for mirror surface finishing of titanium. *J. Cent. South Univ.*, 2012, vol.19, pp. 155–162. DOI: 10.1007/s11771-012-0985-6. ISSN: 2095-2899.
178. Jeevanantham, S., Sivaram, N. M., Robinson Smart, D. S. and Nallusamy, S. Optimization of Internal Grinding Process Parameters on C40E Steel Using

Taguchi Technique / International Journal of Applied Engineering Research
ISSN 0973-4562. Volume 12, Number 19, pp. 8660-8664 (2017).

179. Kalashnikov A.S., Morgunov Y.A., Kalashnikov P.A., Filippov V.V. Features of intermittent profile grinding cylindrical gears. *Izvestiya MGTU MAMI*. - 2013. - Vol. 7. - N. 1-2. - P. 51-54.
180. Koroleva L. F. Nanoparticulate zirconia-modified solid solutions of aluminum-iron oxides for polishing titanium metal. *Diagnostics, Resource and Mechanics of materials and structure*, 2015, iss. 1, pp. 90–102. DOI: 10.17804/2410-9908.2015.1.090-102. Available at: <http://dream-journal.org>
181. Kuric, I.; Cisar, M.; Tlach, V.; et al.: Technical Diagnostics at the Department of Automation and Production Systems. Book Series: Advances in Intelligent Systems and Computing. Volume: 835. p. 474-484, Published: 2019.
182. Larshin, V. P., Lishchenko, N. V., Pitel, J. (2020). Intermittent grinding temperature modeling for grinding system state monitoring. *Applied Aspects of Information Technology. Simulation of Physical Objects and Processes*. 2020; Vol.3 No.2: 58–73.
183. Li, H.N., Axinte, D.: On the Inverse Design of Discontinuous Abrasive Surface to Lower Friction-Induced Temperature in Grinding: An Example of Engineered Abrasive Tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 132, 50–63 (2018).
184. Lishchenko, N. V. and Larshin, V. P. (2018). Profile Gear Grinding Temperature Determination / A. A. Radionov et al. (eds.), *Proceedings of the 4th International Conference on Industrial Engineering, Lecture Notes in Mechanical Engineering*, P. 1723-1730.
185. Lishchenko, N. V., Larshin V. P., Yakimov, A. V.: *Opredelenie temperatury i preryivistogo shlifovaniya*. PratsI Odeskogo politehnichnogo universitetu. Vip.2 (39), pp. 80–85 (2012).
186. 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.
187. Matarneh M. Improvement of abrasive and edge cutting machining efficiency through theoretical analysis of physical conditions mohammad essa matarneh. *International Journal of Mechanical and Production Engineering Research and Development*. Vol. 8. No. 2, 2018/4. P. 249-262.
188. Nguyen Thi Phuong, Nguyen Thi Phuong Giang and Nguyen Tien Dong (2017). A Research on the Affect of Technological Parameters on Cutting

- Temperature When Machining use Segmented Grinding Wheel. International Journal of Electronics Communication and Computer Engineering Volume 8, Issue 3, ISSN (Online): 2249–071X.
189. Ning Ding, Shuna Jiang, Jingsong Duan, Chao Liu and Shanfu Cui(2020). Design of New Slotted Structured Grinding Wheel. Journal of Physics: Conference Series, Volume 1635, The 2020 6th International Forum on Engineering Materials and Manufacturing Technology (IFEMMT) 2020, 17-19.
 190. Nishimura, Y., Toshifumi, K., Yuji, A., Yoshikoto, Y., Koichi, M. Gear grinding processing developed for high-precision gear manufacturing. Mitsubishi Heavy Industries Technical Review. Vol. 45, No. 3. Pp. 33-38. (2008).
 191. 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
 192. Novikov, F., Polyansky, V., Shkurupiy, V., Novikov, D., Hutorov, A., Ponomarenko, Ye., Yermolenko, O. O., Yermolenko, O. A. Determining the conditions for decreasing cutting force and temperature during machining. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. Series: Engineering Technological Systems. Vol. 6. No. 1(102). Pp. 41–50. (2019). <http://journals.uran.ua/eejet/article/view/183882>
 193. Ohishi S., Furukawa Y., Shiozaki S., Okada S. The design and development of creep grinding machine and wheel and their optimal utilization in view of workpiece burring. Proc 20th Int. Mach tool Des. and Res. Conf. Sub-Conf. Elect. Process, Birmingham, 1980. – 375-382.
 194. Oleksiy Yakimov, Liubov Bovnegra, Vladimir Tonkonogyi, Vladyslav Vaysman, Viktor Strelbitsyi and Inna Sinko: Influence of the geometric characteristics of the discontinuous profile working surfaces of abrasive wheels for precision and temperature when grinding. Різання та інструменти в технологічних системах. - KhPI, 2021, № 94. - P. 115-125. (2021) DOI: <https://doi.org/10.20998/2078-7405.2021.94.13>
 195. Patil R. A., Gombi S. L. Experimental study of cutting force on a cutting tool during machining using inverse problem analysis. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2018. Vol. 40. P. 494 (8p.).

196. Ribeiro, F.S.F., Lopes, J.C., Garcia, M.V. *et al.* Grinding assessment of workpieces with different interrupted geometries using aluminum oxide wheel with vitrified bond. *Int J Adv Manuf Technol* 108, 931–941 (2020).
197. Rodriguez, R.L., Lopes, J.C., Garcia, M.V. *et al.* Grinding process applied to workpieces with different geometries interrupted using CBN wheel. *Int J Adv Manuf Technol* 107, 1265–1275 (2020).
198. Stachurski W., Midera S., Kruszynski B. Determination of Mathematical Formulae for the Cutting Force F_C during the Turning of C45 Steel. *Mechanics and Mechanical Engineering*. 2012. Vol. 16, No. 2. Pp. 73–79.
199. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Intermittent Grinding of Advanced Ceramic with the T-Tool Grinding Wheel. *Advanced Materials Research*, 126-128, 615–620 (2010).
200. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Theoretical and experimental investigation of intermittent grinding of SiC with a segmented grinding wheel. *Int J Abras Technol*. 4 (1), pp. 90–99 (2011). <https://doi.org/10.1504/IJAT.2011.039005>
201. Tonkonogiy, V., Yakimov, A., Bovnegra, L., Beznos, S., Dobrovolskiy, V.: Reduction of the Heat Factor in Flat Abrasive Grinding. *Technical Science and Technology*, 4, 16–26 (2017).
202. Tonkonogyi V., Yakimov A., Bovnegra L., Sidelnykova T., Dašić P. (2019) The use of intermittent wheels, impregnated by the contact method to reduce the thermal stress of the grinding process. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. Vol. 708, Issue 1, December 2019. (DOI: 10.1088/1757-899X/708/1/012034).
203. Tonkonogyi, Vladimir & Sidelnykova, Tetiana & Dasic, Predrag & Yakimov, Alexey & Bovnegra, Liubov. Improving the Performance Properties of Abrasive Tools at the Stage of Their Operation. I. Karabegovic (Ed): *NT 2019, LNNS 76*, pp.136-145. (2020). https://doi.org/10.1007/978-3-030-18072-0_15
204. Undewiss S., Miller B. Grinding large module gears. *Gear solution*. 2010. Pp. 35-45.
205. Yoshihide Kito, Toshifumi Katsuma, Yoshikoto Yanase, Yoshihiro Nose. Latest Technologies for High-Precision, High-Efficiency Gear Grinding Processing / *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review* Vol. 52 No. 3 (September 2015).
206. Valentin Shkurupy. Roughness of processed surfaces under abrasive polishing // *Fiabilitate si Durabilitate – Fiability & Durability №2/2017* Editura "Academica Brancusi", Targu Jiu, ISSN 1844 – 640X. P. 149–155.

207. Wang Y.G., Zhao Y.W., Li X. Modeling the effects of abrasive size, surface oxidizer and binding energy on chemical mechanical polishing at molecular scale. *Tribology International*, 2008, vol. 41, pp. 202-210. DOI: 10.1016/J.Triboint.2007.08.004.
208. Wojciech Kacalak, Filip Szafraniec, Katarzyna Tandecka. Analysis of the active abrasive grains in the films abrasive finishing process (Analiza aktywności ziaren ściernych w procesie wygładzania foliami ściernymi) / *MECHANIK NR 10/2017* DOI: <https://doi.org/10.17814/mechanik.2017.10.136>
209. Yu. K. Novoselov, Dynamics of surface shaping in abrasive processing, (LAP LAMBERT Academic Publishing. Saarbrucken, Deutschland, P.317 2017).
210. Zaborowski T., Ochenduszeko, R. Grinding burns in the technological surface of the gear teeth of the cylindrical gears. *Mechanik*. Vol. 10. Pp. 135-139. (2017).

Додатки

Додаток А

Результати розрахунків параметрів теплових процесів, що виникають під час шліфування та лезової обробки

Таблиця А.1

Розрахункові значення $\tau_n/d\tau$ для $\alpha = 0,1$

n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$
0	0,81	31	13,9465	62	19,1384	93	21,6924
1	1,5509	32	14,1833	63	19,2508	94	21,7497
2	2,2415	33	14,414	64	19,3608	95	21,8058
3	2,8914	34	14,6388	65	19,4684	96	21,8606
4	3,5069	35	14,8579	66	19,5735	97	21,9144
5	4,0923	36	15,0714	67	19,6763	98	21,967
6	5,0923	37	15,2796	68	19,7769	99	22,0185
7	5,6086	38	15,4827	69	19,8753	100	22,0690
8	6,1045	39	15,6807	70	19,9715	101	22,1183
9	6,5814	40	15,8739	71	20,0656	102	22,1667
10	7,0407	41	16,0623	72	20,1577	103	22,214
11	7,4836	42	16,2462	73	20,2477	104	22,26
12	7,9111	43	16,4256	74	20,3358	105	22,3058
13	8,324	44	16,6007	75	20,4220	106	22,35
14	8,7233	45	16,7717	76	20,5063	107	22,3939
15	9,1097	46	16,9385	77	20,5888	108	22,4365
16	9,4838	47	17,1015	78	20,6695	109	22,4783
17	9,8462	48	17,2605	79	20,7485	110	22,5192
18	10,1975	49	17,4159	80	20,8258	111	22,5593
19	10,5383	50	17,5676	81	20,9014	112	22,5985
20	10,8689	51	17,7458	82	20,9755	113	22,6369
21	11,1899	52	17,8606	83	21,0479	114	22,6746
22	11,5016	53	18,002	84	21,1188	115	22,7114
23	11,8045	54	18,1402	85	21,1876	116	22,7476
24	12,0988	55	18,2752	86	21,2555	117	22,7829
25	12,3849	56	18,4071	87	21,322	118	22,8176
26	12,6632	57	18,5361	88	21,387	119	22,8514
27	12,934	58	18,6621	89	21,4508	120	22,8846
28	13,1974	59	18,7852	90	21,5131	121	22,9172
29	13,4538	60	18,9056	91	21,5742	122	22,9491
30	13,7034	61	19,0233	92	21,6340	123	22,9803

Таблиця А.2

Розрахункові значення $\tau_n/d\tau$ для $\alpha = 0,2$

n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$	n	$\tau_n/d\tau$
0	0,64	38	5,5648	76	5,7504	114	5,75955
1	1,1677	39	5,58	77	5,7512	115	5,75959
2	1,6187	40	5,5938	78	5,7519	116	5,75962
3	2,011	41	5,6066	79	5,7525	117	5,75965
4	2,3572	42	5,6184	80	5,7531	118	5,75967
5	2,6643	43	5,6293	81	5,7536	119	5,75970
6	2,9385	44	5,6393	82	5,7541	120	5,75972
7	3,1847	45	5,6487	83	5,7545	121	5,75974
8	3,4065	46	5,6573	84	5,7550	122	5,75976
9	3,6069	47	5,6653	85	5,7553	123	5,75978
10	3,7884	48	5,6728	86	5,7556	124	5,75980
11	3,953	49	5,6796	87	5,7560	125	5,75981
12	4,1027	50	5,6858	88	5,7563	126	5,75982
13	4,2391	51	5,6915	89	5,7566	127	5,75984
14	4,3635	52	5,6968	90	5,7568	128	5,75985
15	4,4771	53	5,7016	91	5,7571	129	5,75986
16	4,5809	54	5,7063	92	5,7573	130	5,75987
17	4,676	55	5,7103	93	5,7575	131	5,75988
18	4,7729	56	5,7141	94	5,7577	132	5,75989
19	4,84	57	5,7177	95	5,7579	133	5,75990
20	4,9133	58	5,7211	96	5,7580	134	5,75992
21	4,9806	59	5,7241	97	5,7582	135	5,75993
22	5,0423	60	5,7269	98	5,7583	136	5,759931
23	5,099	61	5,7294	99	5,7584	137	5,759935
24	5,1511	62	5,7317	100	5,7586	138	5,75994
25	5,199	63	5,7340	101	5,7587	139	5,759945
26	5,2431	64	5,7360	102	5,7588	140	5,759949
27	5,2836	65	5,7379	103	5,7589	141	5,759952
28	5,3209	66	5,7395	104	5,7590	142	5,759956
29	5,3552	67	5,7410	105	5,75908	143	5,759958
30	5,3867	68	5,7424	106	5,75915	144	5,759962
31	5,4158	69	5,7438	107	5,75922	145	5,759964
32	5,4428	70	5,7446	108	5,75928	146	5,759966
33	5,4676	71	5,7458	109	5,75933		
34	5,4902	72	5,7469	110	5,75938		
35	5,5112	73	5,7479	111	5,75943		
36	5,5305	74	5,7488	112	5,75948		
37	5,5483	75	5,7497	113	5,75952		

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0,1$

n	τ_n, c	n	τ_n, c	n	τ_n, c	n	τ_n, c
0	0,012231	31	0,210592	62	0,28899	93	0,327555
1	0,023419	32	0,214168	63	0,290687	94	0,32842
2	0,033847	33	0,217651	64	0,292348	95	0,329268
3	0,04366	34	0,221046	65	0,293973	96	0,330095
4	0,052954	35	0,224354	66	0,29556	97	0,330907
5	0,061794	36	0,227578	67	0,297112	98	0,331702
6	0,076894	37	0,230722	68	0,298631	99	0,332479
7	0,08469	38	0,233789	69	0,300117	100	0,333242
8	0,092178	39	0,236779	70	0,30157	101	0,333986
9	0,099379	40	0,239696	71	0,302991	102	0,334717
10	0,106315	41	0,242541	72	0,304381	103	0,335431
11	0,113002	42	0,245318	73	0,30574	104	0,336126
12	0,119458	43	0,248027	74	0,307071	105	0,336818
13	0,125692	44	0,250671	75	0,308372	106	0,337485
14	0,131722	45	0,253253	76	0,309645	107	0,338148
15	0,137556	46	0,255771	77	0,310891	108	0,338791
16	0,143205	47	0,258233	78	0,312109	109	0,339422
17	0,148678	48	0,260634	79	0,313302	110	0,34004
18	0,153982	49	0,26298	80	0,31447	111	0,340645
19	0,159128	50	0,265271	81	0,315611	112	0,341237
20	0,16412	51	0,267962	82	0,31673	113	0,341817
21	0,168967	52	0,269695	83	0,317823	114	0,342386
22	0,173674	53	0,27183	84	0,318894	115	0,342942
23	0,178248	54	0,273917	85	0,319933	116	0,343489
24	0,182692	55	0,275956	86	0,320958	117	0,344022
25	0,187012	56	0,277947	87	0,321962	118	0,344546
26	0,191214	57	0,279895	88	0,322944	119	0,345056
27	0,195303	58	0,281798	89	0,323907	120	0,345557
28	0,199281	59	0,283657	90	0,324848	121	0,34605
29	0,203152	60	0,285475	91	0,32577	122	0,346531
30	0,206921	61	0,287252	92	0,326673	123	0,347003

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0,2$

n	τ_n, c	n	τ_n, c	n	τ_n, c	n	τ_n, c
0	0,0387	38	0,3367	76	0,3479	114	0,348452
1	0,0706	39	0,3376	77	0,34795	115	0,348455
2	0,0979	40	0,3384	78	0,34799	116	0,348457
3	0,1216	41	0,3392	79	0,348	117	0,348458
4	0,1426	42	0,34	80	0,34805	118	0,34846
5	0,1612	43	0,3406	81	0,34809	119	0,348462
6	0,1777	44	0,3412	82	0,34812	120	0,348463
7	0,1926	45	0,3417	83	0,34814	121	0,348464
8	0,206	46	0,3423	84	0,34818	122	0,348465
9	0,2182	47	0,3428	85	0,34819	123	0,348466
10	0,2292	48	0,3432	86	0,34820	124	0,348468
11	0,2391	49	0,3436	87	0,34822	125	0,348469
12	0,2482	50	0,344	88	0,34825	126	0,3484691
13	0,2565	51	0,3443	89	0,34827	127	0,34847
14	0,264	52	0,3447	90	0,34829	128	0,348471
15	0,271	53	0,345	91	0,3483	129	0,3484715
16	0,2771	54	0,3452	92	0,34832	130	0,3484721
17	0,2829	55	0,3455	93	0,34833	131	0,3484727
18	0,2887	56	0,3457	94	0,34834	132	0,3484733
19	0,2928	57	0,346	95	0,34835	133	0,3484739
20	0,2973	58	0,3461	96	0,34836	134	0,3484751
21	0,3013	59	0,3463	97	0,34837	135	0,3484757
22	0,3051	60	0,3465	98	0,34838	136	0,3484758
23	0,3085	61	0,3466	99	0,34839	137	0,348476
24	0,3116	62	0,3468	100	0,3484	138	0,3484763
25	0,3145	63	0,3469	101	0,348405	139	0,3484766
26	0,3172	64	0,347	102	0,348407	140	0,3484769
27	0,3197	65	0,3471	103	0,348413	141	0,348477
28	0,3219	66	0,3472	104	0,34842	142	0,3484773
29	0,32399	67	0,3473	105	0,348424	143	0,3484774
30	0,3259	68	0,3474	106	0,348428	144	0,3484777
31	0,32766	69	0,3475	107	0,348433	145	0,3484778
32	0,32929	70	0,3475	108	0,348436	146	0,3484779
33	0,33079	71	0,3476	109	0,348439		
34	0,33216	72	0,3477	110	0,348442		
35	0,33343	73	0,34774	111	0,348445		
36	0,33459	74	0,3478	112	0,348448		
37	0,33567	75	0,34785	113	0,348451		

Таблиця А.5

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0,1$

τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c
0	0,012231	0,4681	0,210592	0,9362	0,28899	1,4043	0,327555
0,0151	0,023419	0,4832	0,214168	0,9513	0,290687	1,4194	0,32842
0,0302	0,033847	0,4983	0,217651	0,9664	0,292348	1,4345	0,329268
0,0453	0,04366	0,5134	0,221046	0,9815	0,293973	1,4496	0,330095
0,0604	0,052954	0,5285	0,224354	0,9966	0,29556	1,4647	0,330907
0,0755	0,061794	0,5436	0,227578	1,0117	0,297112	1,4798	0,331702
0,0906	0,076894	0,5587	0,230722	1,0268	0,298631	1,4949	0,332479
0,1057	0,08469	0,5738	0,233789	1,0419	0,300117	1,51	0,333242
0,1208	0,092178	0,5889	0,236779	1,057	0,30157	1,5251	0,333986
0,1359	0,099379	0,604	0,239696	1,0721	0,302991	1,5402	0,334717
0,151	0,106315	0,6191	0,242541	1,0872	0,304381	1,5553	0,335431
0,1661	0,113002	0,6342	0,245318	1,1023	0,30574	1,5704	0,336126
0,1812	0,119458	0,6493	0,248027	1,1174	0,307071	1,5855	0,336818
0,1963	0,125692	0,6644	0,250671	1,1325	0,308372	1,6006	0,337485
0,2114	0,131722	0,6795	0,253253	1,1476	0,309645	1,6157	0,338148
0,2265	0,137556	0,6946	0,255771	1,1627	0,310891	1,6308	0,338791
0,2416	0,143205	0,7097	0,258233	1,1778	0,312109	1,6459	0,339422
0,2567	0,148678	0,7248	0,260634	1,1929	0,313302	1,661	0,34004
0,2718	0,153982	0,7399	0,26298	1,208	0,31447	1,6761	0,340645
0,2869	0,159128	0,755	0,265271	1,2231	0,315611	1,6912	0,341237
0,302	0,16412	0,7701	0,267962	1,2382	0,31673	1,7063	0,341817
0,3171	0,168967	0,7852	0,269695	1,2533	0,317823	1,7214	0,342386
0,3322	0,173674	0,8003	0,27183	1,2684	0,318894	1,7365	0,342942
0,3473	0,178248	0,8154	0,273917	1,2835	0,319933	1,7516	0,343489
0,3624	0,182692	0,8305	0,275956	1,2986	0,320958	1,7667	0,344022
0,3775	0,187012	0,8456	0,277947	1,3137	0,321962	1,7818	0,344546
0,3926	0,191214	0,8607	0,279895	1,3288	0,322944	1,7969	0,345056
0,4077	0,195303	0,8758	0,281798	1,3439	0,323907	1,812	0,345557
0,4228	0,199281	0,8909	0,283657	1,359	0,324848	1,8271	0,34605
0,4379	0,203152	0,906	0,285475	1,3741	0,32577	1,8422	0,346531
0,453	0,206921	0,9211	0,287252	1,3892	0,326673	1,8573	0,347003

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0,2$

τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c
0	0,0387	2,299	0,3367	4,598	0,3479	6,897	0,348452
0,0605	0,0706	2,3595	0,3376	4,6585	0,34795	6,9575	0,348455
0,121	0,0979	2,42	0,3384	4,719	0,34799	7,018	0,348457
0,1815	0,1216	2,4805	0,3392	4,7795	0,348	7,0785	0,348458
0,242	0,1426	2,541	0,34	4,84	0,34805	7,139	0,34846
0,3025	0,1612	2,6015	0,3406	4,9005	0,34809	7,1995	0,348462
0,363	0,1777	2,662	0,3412	4,961	0,34812	7,26	0,348463
0,4235	0,1926	2,7225	0,3417	5,0215	0,34814	7,3205	0,348464
0,484	0,206	2,783	0,3423	5,082	0,34818	7,381	0,348465
0,5445	0,2182	2,8435	0,3428	5,1425	0,34819	7,4415	0,348466
0,605	0,2292	2,904	0,3432	5,203	0,34820	7,502	0,348468
0,6655	0,2391	2,9645	0,3436	5,2635	0,34822	7,5625	0,348469
0,726	0,2482	3,025	0,344	5,324	0,34825	7,623	0,3484691
0,7865	0,2565	3,0855	0,3443	5,3845	0,34827	7,6835	0,34847
0,847	0,264	3,146	0,3447	5,445	0,34829	7,744	0,348471
0,9075	0,271	3,2065	0,345	5,5055	0,3483	7,8045	0,3484715
0,968	0,2771	3,267	0,3452	5,566	0,34832	7,865	0,3484721
1,0285	0,2829	3,3275	0,3455	5,6265	0,34833	7,9255	0,3484727
1,089	0,2887	3,388	0,3457	5,687	0,34834	7,986	0,3484733
1,1495	0,2928	3,4485	0,346	5,7475	0,34835	8,0465	0,3484739
1,21	0,2973	3,509	0,3461	5,808	0,34836	8,107	0,3484751
1,2705	0,3013	3,5695	0,3463	5,8685	0,34837	8,1675	0,3484757
1,331	0,3051	3,63	0,3465	5,929	0,34838	8,228	0,3484758
1,3915	0,3085	3,6905	0,3466	5,9895	0,34839	8,2885	0,348476
1,452	0,3116	3,751	0,3468	6,05	0,3484	8,349	0,3484763
1,5125	0,3145	3,8115	0,3469	6,1105	0,348405	8,4095	0,3484766
1,573	0,3172	3,872	0,347	6,171	0,348407	8,47	0,3484769
1,6335	0,3197	3,9325	0,3471	6,2315	0,348413	8,5305	0,348477
1,694	0,3219	3,993	0,3472	6,292	0,34842	8,591	0,3484773
1,7545	0,32399	4,0535	0,3473	6,3525	0,348424	8,6515	0,3484774
1,815	0,3259	4,114	0,3474	6,413	0,348428	8,712	0,3484777
1,8755	0,32766	4,1745	0,3475	6,4735	0,348433	8,7725	0,3484778
1,936	0,32929	4,235	0,3475	6,534	0,348436	8,833	0,3484779
1,9965	0,33079	4,2955	0,3476	6,5945	0,348439		
2,057	0,33216	4,356	0,3477	6,655	0,348442		
2,1175	0,33343	4,4165	0,34774	6,7155	0,348445		
2,178	0,33459	4,477	0,3478	6,776	0,348448		
2,2385	0,33567	4,5375	0,34785	6,8365	0,348451		

Таблиця А.7

Розрахункові значення τ_n / τ для $\alpha = 0,1$

τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ
0	∞	0,4681	0,449887	0,9362	0,308684	1,4043	0,233251
0,0151	1,550927	0,4832	0,443228	0,9513	0,305568	1,4194	0,231379
0,0302	1,120762	0,4983	0,436787	0,9664	0,302512	1,4345	0,229535
0,0453	0,963797	0,5134	0,430553	0,9815	0,299514	1,4496	0,227715
0,0604	0,876722	0,5285	0,424511	0,9966	0,296568	1,4647	0,225921
0,0755	0,818464	0,5436	0,41865	1,0117	0,293676	1,4798	0,224153
0,0906	0,84872	0,5587	0,412962	1,0268	0,290837	1,4949	0,222409
0,1057	0,80123	0,5738	0,40744	1,0419	0,288048	1,51	0,22069
0,1208	0,763063	0,5889	0,40207	1,057	0,285307	1,5251	0,218993
0,1359	0,731266	0,604	0,396848	1,0721	0,282614	1,5402	0,21732
0,151	0,704073	0,6191	0,391764	1,0872	0,279968	1,5553	0,21567
0,1661	0,680325	0,6342	0,386815	1,1023	0,277366	1,5704	0,214038
0,1812	0,65926	0,6493	0,381991	1,1174	0,274808	1,5855	0,212436
0,1963	0,640306	0,6644	0,377289	1,1325	0,272293	1,6006	0,210849
0,2114	0,623094	0,6795	0,372705	1,1476	0,26982	1,6157	0,209289
0,2265	0,607311	0,6946	0,368228	1,1627	0,267387	1,6308	0,207745
0,2416	0,592736	0,7097	0,363862	1,1778	0,264993	1,6459	0,206223
0,2567	0,57919	0,7248	0,359594	1,1929	0,262639	1,661	0,20472
0,2718	0,566527	0,7399	0,355426	1,208	0,260323	1,6761	0,203237
0,2869	0,554646	0,755	0,351352	1,2231	0,258042	1,6912	0,201772
0,302	0,543444	0,7701	0,347957	1,2382	0,255799	1,7063	0,200326
0,3171	0,532851	0,7852	0,343473	1,2533	0,253589	1,7214	0,1989
0,3322	0,5228	0,8003	0,33966	1,2684	0,251414	1,7365	0,19749
0,3473	0,513239	0,8154	0,33593	1,2835	0,249266	1,7516	0,1961
0,3624	0,504117	0,8305	0,332277	1,2986	0,247157	1,7667	0,194726
0,3775	0,495396	0,8456	0,328698	1,3137	0,24508	1,7818	0,19337
0,3926	0,487045	0,8607	0,325195	1,3288	0,243034	1,7969	0,192028
0,4077	0,479036	0,8758	0,321761	1,3439	0,24102	1,812	0,190705
0,4228	0,471336	0,8909	0,318394	1,359	0,239035	1,8271	0,189399
0,4379	0,463923	0,906	0,315094	1,3741	0,237079	1,8422	0,188107
0,453	0,456779	0,9211	0,311858	1,3892	0,235152	1,8573	0,186832

Таблиця А.8

Розрахункові значення τ_n / τ для $\alpha = 0,2$

τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ
0		2,299	0,146455	4,598	0,075663	6,897	0,050522
0,0605	1,166942	2,3595	0,143081	4,6585	0,074691	6,9575	0,050083
0,121	0,809091	2,42	0,139835	4,719	0,073742	7,018	0,049652
0,1815	0,669972	2,4805	0,136747	4,7795	0,072811	7,0785	0,049228
0,242	0,589256	2,541	0,133806	4,84	0,071911	7,139	0,048811
0,3025	0,532893	2,6015	0,130924	4,9005	0,071032	7,1995	0,048401
0,363	0,489532	2,662	0,128174	4,961	0,070171	7,26	0,047998
0,4235	0,454782	2,7225	0,12551	5,0215	0,06933	7,3205	0,047601
0,484	0,42562	2,783	0,122997	5,082	0,068512	7,381	0,047211
0,5445	0,400735	2,8435	0,120556	5,1425	0,067708	7,4415	0,046827
0,605	0,378843	2,904	0,118182	5,203	0,066923	7,502	0,04645
0,6655	0,359279	2,9645	0,115905	5,2635	0,066157	7,5625	0,046079
0,726	0,341873	3,025	0,113719	5,324	0,065411	7,623	0,045713
0,7865	0,326128	3,0855	0,111586	5,3845	0,06468	7,6835	0,045353
0,847	0,311688	3,146	0,109568	5,445	0,063965	7,744	0,044999
0,9075	0,298623	3,2065	0,107594	5,5055	0,063264	7,8045	0,04465
0,968	0,28626	3,267	0,105663	5,566	0,06258	7,865	0,044307
1,0285	0,275061	3,3275	0,103832	5,6265	0,061909	7,9255	0,043969
1,089	0,265106	3,388	0,102037	5,687	0,061252	7,986	0,043636
1,1495	0,254719	3,4485	0,100333	5,7475	0,060609	8,0465	0,043308
1,21	0,245702	3,509	0,098632	5,808	0,059979	8,107	0,042984
1,2705	0,237151	3,5695	0,097016	5,8685	0,059363	8,1675	0,042666
1,331	0,229226	3,63	0,095455	5,929	0,058759	8,228	0,042352
1,3915	0,221703	3,6905	0,093917	5,9895	0,058167	8,2885	0,042043
1,452	0,214601	3,751	0,092455	6,05	0,057587	8,349	0,041739
1,5125	0,207934	3,8115	0,091014	6,1105	0,057017	8,4095	0,041438
1,573	0,201653	3,872	0,089618	6,171	0,056459	8,47	0,041142
1,6335	0,195715	3,9325	0,088264	6,2315	0,055912	8,5305	0,040851
1,694	0,190024	3,993	0,086952	6,292	0,055375	8,591	0,040563
1,7545	0,184662	4,0535	0,085679	6,3525	0,054848	8,6515	0,040279
1,815	0,179559	4,114	0,084443	6,413	0,054332	8,712	0,04
1,8755	0,174705	4,1745	0,083244	6,4735	0,053825	8,7725	0,039724
1,936	0,170088	4,235	0,082054	6,534	0,053327	8,833	0,039452
1,9965	0,165685	4,2955	0,080922	6,5945	0,052838		
2,057	0,161478	4,356	0,079821	6,655	0,052358		
2,1175	0,157464	4,4165	0,078737	6,7155	0,051887		
2,178	0,153623	4,477	0,077686	6,776	0,051424		
2,2385	0,149953	4,5375	0,076661	6,8365	0,050969		

Таблиця А.9

Розрахункові значення l_{2n} для $\alpha = 0,1$

τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм
0	0,453435	0,4681	1,881502	0,9362	2,234827	1,4043	2,346529
0,0151	0,627434	0,4832	1,89741	0,9513	2,240533	1,4194	2,349626
0,0302	0,7543	0,4983	1,912776	0,9664	2,2461	1,4345	2,352657
0,0453	0,856694	0,5134	1,927637	0,9815	2,251531	1,4496	2,35561
0,0604	0,943481	0,5285	1,942007	0,9966	2,256829	1,4647	2,358505
0,0755	1,019194	0,5436	1,955911	1,0117	2,262	1,4798	2,361337
0,0906	1,13692	0,5587	1,969375	1,0268	2,267044	1,4949	2,364101
0,1057	1,193163	0,5738	1,982421	1,0419	2,271973	1,51	2,366812
0,1208	1,244794	0,5889	1,995058	1,057	2,276781	1,5251	2,369452
0,1359	1,292502	0,604	2,007309	1,0721	2,281476	1,5402	2,372044
0,151	1,336845	0,6191	2,019187	1,0872	2,286062	1,5553	2,374573
0,1661	1,378247	0,6342	2,030713	1,1023	2,290535	1,5704	2,377031
0,1812	1,417071	0,6493	2,041895	1,1174	2,294909	1,5855	2,379477
0,1963	1,453576	0,6644	2,052749	1,1325	2,299183	1,6006	2,381832
0,2114	1,488035	0,6795	2,063294	1,1476	2,30335	1,6157	2,38417
0,2265	1,52063	0,6946	2,073526	1,1627	2,30743	1,6308	2,386436
0,2416	1,55154	0,7097	2,083482	1,1778	2,311407	1,6459	2,388657
0,2567	1,58091	0,7248	2,093145	1,1929	2,315299	1,661	2,390831
0,2718	1,608862	0,7399	2,102545	1,208	2,319067	1,6761	2,392957
0,2869	1,635525	0,755	2,111683	1,2231	2,322779	1,6912	2,395035
0,302	1,660981	0,7701	2,122367	1,2382	2,32641	1,7063	2,39707
0,3171	1,685329	0,7852	2,129219	1,2533	2,329955	1,7214	2,399064
0,3322	1,708643	0,8003	2,13763	1,2684	2,333426	1,7365	2,401011
0,3473	1,730996	0,8154	2,14582	1,2835	2,336813	1,7516	2,402925
0,3624	1,752442	0,8305	2,153792	1,2986	2,340127	1,7667	2,404789
0,3775	1,77304	0,8456	2,161548	1,3137	2,343368	1,7818	2,40662
0,3926	1,792849	0,8607	2,169109	1,3288	2,234827	1,7969	2,4084
0,4077	1,811917	0,8758	2,176471	1,3439	2,240533	1,812	2,410148
0,4228	1,830277	0,8909	2,183638	1,359	2,2461	1,8271	2,411867
0,4379	1,847968	0,906	2,190624	1,3741	2,251531	1,8422	2,413542
0,453	1,865031	0,9211	2,197432	1,3892	2,256829	1,8573	2,415185

Таблиця А.10

Розрахункові значення l_{2n} для $\alpha = 0,2$

τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм
0	0,806565	2,299	2,37906	4,598	2,418305	6,897	2,420223
0,0605	1,089397	2,3595	2,382238	4,6585	2,418479	6,9575	2,420233
0,121	1,282848	2,42	2,385058	4,719	2,418618	7,018	2,42024
0,1815	1,429719	2,4805	2,387876	4,7795	2,418653	7,0785	2,420244
0,242	1,548259	2,541	2,39069	4,84	2,418826	7,139	2,420251
0,3025	1,646139	2,6015	2,392799	4,9005	2,418965	7,1995	2,420257
0,363	1,728334	2,662	2,394905	4,961	2,419069	7,26	2,420261
0,4235	1,799335	2,7225	2,39666	5,0215	2,419139	7,3205	2,420264
0,484	1,860876	2,783	2,398763	5,082	2,419278	7,381	2,420268
0,5445	1,915187	2,8435	2,400514	5,1425	2,419313	7,4415	2,420271
0,605	1,962868	2,904	2,401914	5,203	2,419347	7,502	2,420278
0,6655	2,004812	2,9645	2,403314	5,2635	2,419417	7,5625	2,420282
0,726	2,042607	3,025	2,404712	5,324	2,419521	7,623	2,420282
0,7865	2,076479	3,0855	2,40576	5,3845	2,419591	7,6835	2,420285
0,847	2,106618	3,146	2,407157	5,445	2,41966	7,744	2,420289
0,9075	2,134364	3,2065	2,408205	5,5055	2,419695	7,8045	2,42029
0,968	2,158252	3,267	2,408903	5,566	2,419764	7,865	2,420293
1,0285	2,180722	3,3275	2,409949	5,6265	2,419799	7,9255	2,420295
1,089	2,202963	3,388	2,410647	5,687	2,419834	7,986	2,420297
1,1495	2,218551	3,4485	2,411692	5,7475	2,419868	8,0465	2,420299
1,21	2,235534	3,509	2,412041	5,808	2,419903	8,107	2,420303
1,2705	2,250523	3,5695	2,412738	5,8685	2,419938	8,1675	2,420305
1,331	2,26467	3,63	2,413434	5,929	2,419973	8,228	2,420305
1,3915	2,277254	3,6905	2,413783	5,9895	2,420007	8,2885	2,420306
1,452	2,288667	3,751	2,414479	6,05	2,420042	8,349	2,420307
1,5125	2,299292	3,8115	2,414827	6,1105	2,42006	8,4095	2,420308
1,573	2,309141	3,872	2,415175	6,171	2,420066	8,47	2,420309
1,6335	2,318223	3,9325	2,415523	6,2315	2,420087	8,5305	2,42031
1,694	2,326186	3,993	2,415871	6,292	2,420112	8,591	2,420311
1,7545	2,333725	4,0535	2,416219	6,3525	2,420126	8,6515	2,420311
1,815	2,340594	4,114	2,416567	6,413	2,420139	8,712	2,420312
1,8755	2,346905	4,1745	2,416914	6,4735	2,420157	8,7725	2,420312
1,936	2,352736	4,235	2,416914	6,534	2,420167	8,833	2,420313
1,9965	2,358088	4,2955	2,417262	6,5945	2,420178		
2,057	2,362966	4,356	2,41761	6,655	2,420188		
2,1175	2,367479	4,4165	2,417749	6,7155	2,420198		
2,178	2,371594	4,477	2,417957	6,776	2,420209		
2,2385	2,375418	4,5375	2,418131	6,8365	2,420219		

Таблиця А.11

Розрахункові значення θ для $\alpha = 0,1$

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0	359,43	0,4681	1491,435	0,9362	1747,128	1,4043	1860,054
0,0151	497,3562	0,4832	1504,044	0,9513	1752,25	1,4194	1862,508
0,0302	597,9205	0,4983	1516,225	0,9664	1757,249	1,4345	1864,911
0,0453	679,0867	0,5134	1528,005	0,9815	1762,126	1,4496	1867,252
0,0604	747,8814	0,5285	1539,396	0,9966	1766,876	1,4647	1869,547
0,0755	807,898	0,5436	1550,417	1,0117	1771,509	1,4798	1871,791
0,0906	901,2174	0,5587	1561,09	1,0268	1776,032	1,4949	1873,982
0,1057	945,8002	0,5738	1571,431	1,0419	1780,445	1,51	1876,131
0,1208	986,727	0,5889	1581,448	1,057	1784,75	1,5251	1878,224
0,1359	1024,544	0,604	1591,16	1,0721	1788,95	1,5402	1880,279
0,151	1059,694	0,6191	1600,575	1,0872	1793,049	1,5553	1882,283
0,1661	1092,513	0,6342	1609,712	1,1023	1797,047	1,5704	1884,232
0,1812	1123,288	0,6493	1618,575	1,1174	1800,955	1,5855	1886,171
0,1963	1152,225	0,6644	1627,179	1,1325	1804,766	1,6006	1888,037
0,2114	1179,54	0,6795	1635,538	1,1476	1808,487	1,6157	1889,891
0,2265	1205,378	0,6946	1643,649	1,1627	1812,122	1,6308	1891,687
0,2416	1229,879	0,7097	1651,54	1,1778	1815,668	1,6459	1893,448
0,2567	1253,161	0,7248	1659,201	1,1929	1819,135	1,661	1895,171
0,2718	1275,318	0,7399	1666,651	1,208	1822,523	1,6761	1896,856
0,2869	1296,453	0,755	1673,895	1,2231	1825,826	1,6912	1898,504
0,302	1316,631	0,7701	1682,364	1,2382	1829,06	1,7063	1900,116
0,3171	1335,932	0,7852	1687,795	1,2533	1832,213	1,7214	1901,697
0,3322	1354,412	0,8003	1694,463	1,2684	1835,298	1,7365	1903,241
0,3473	1372,131	0,8154	1700,955	1,2835	1838,285	1,7516	1904,758
0,3624	1389,131	0,8305	1707,274	1,2986	1841,228	1,7667	1906,235
0,3775	1405,459	0,8456	1713,422	1,3137	1844,105	1,7818	1907,686
0,3926	1421,161	0,8607	1719,416	1,3288	1846,915	1,7969	1909,098
0,4077	1436,276	0,8758	1725,251	1,3439	1849,667	1,812	1910,483
0,4228	1450,829	0,8909	1730,932	1,359	1852,352	1,8271	1911,845
0,4379	1464,853	0,906	1736,47	1,3741	1854,979	1,8422	1913,174
0,453	1478,379	0,9211	1741,867	1,3892	1857,548	1,8573	1914,476

Таблиця А.12

Розрахункові значення θ для $\alpha = 0,2$

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0	639,350251	2,299	1885,84023	4,598	1916,94907	6,897	1918,46943
0,0605	863,546459	2,3595	1888,35937	4,6585	1917,087	6,9575	1918,47736
0,121	1016,8917	2,42	1890,59474	4,719	1917,19718	7,018	1918,48291
0,1815	1133,31372	2,4805	1892,82852	4,7795	1917,22492	7,0785	1918,48608
0,242	1227,27848	2,541	1895,05913	4,84	1917,36206	7,139	1918,49163
0,3025	1304,86588	2,6015	1896,7309	4,9005	1917,47224	7,1995	1918,49639
0,363	1370,02052	2,662	1898,40029	4,961	1917,55468	7,26	1918,49956
0,4235	1426,30202	2,7225	1899,79145	5,0215	1917,61017	7,3205	1918,50193
0,484	1475,08473	2,783	1901,45846	5,082	1917,72035	7,381	1918,50511
0,5445	1518,13618	2,8435	1902,84645	5,1425	1917,74809	7,4415	1918,50748
0,605	1555,93218	2,904	1903,9562	5,203	1917,77504	7,502	1918,51303
0,6655	1589,1802	2,9645	1905,06596	5,2635	1917,83053	7,5625	1918,5162
0,726	1619,13942	3,025	1906,17413	5,324	1917,91297	7,623	1918,5162
0,7865	1645,98943	3,0855	1907,00486	5,3845	1917,96846	7,6835	1918,51858
0,847	1669,88022	3,146	1908,11224	5,445	1918,02315	7,744	1918,52175
0,9075	1691,87395	3,2065	1908,94297	5,5055	1918,0509	7,8045	1918,52254
0,968	1710,80937	3,267	1909,49626	5,566	1918,10559	7,865	1918,52492
1,0285	1728,62118	3,3275	1910,32541	5,6265	1918,13334	7,9255	1918,52651
1,089	1746,25133	3,388	1910,8787	5,687	1918,16108	7,986	1918,52809
1,1495	1758,60739	3,4485	1911,70706	5,7475	1918,18803	8,0465	1918,52968
1,21	1772,06975	3,509	1911,9837	5,808	1918,21578	8,107	1918,53285
1,2705	1783,95101	3,5695	1912,5362	5,8685	1918,24352	8,1675	1918,53443
1,331	1795,16537	3,63	1913,08791	5,929	1918,27126	8,228	1918,53443
1,3915	1805,14021	3,6905	1913,36456	5,9895	1918,29822	8,2885	1918,53523
1,452	1814,18713	3,751	1913,91626	6,05	1918,32596	8,349	1918,53602
1,5125	1822,60972	3,8115	1914,19212	6,1105	1918,34023	8,4095	1918,53681
1,573	1830,4166	3,872	1914,46797	6,171	1918,34498	8,47	1918,53761
1,6335	1837,61563	3,9325	1914,74382	6,2315	1918,36163	8,5305	1918,5384
1,694	1843,92752	3,993	1915,01968	6,292	1918,38145	8,591	1918,53919
1,7545	1849,90387	4,0535	1915,29553	6,3525	1918,39254	8,6515	1918,53919
1,815	1855,34867	4,114	1915,57139	6,413	1918,40285	8,712	1918,53998
1,8755	1860,35177	4,1745	1915,84645	6,4735	1918,41712	8,7725	1918,53998
1,936	1864,97334	4,235	1915,84645	6,534	1918,42504	8,833	1918,54078
1,9965	1869,21623	4,2955	1916,1223	6,5945	1918,43376		
2,057	1873,083	4,356	1916,39815	6,655	1918,44169		
2,1175	1876,66042	4,4165	1916,50834	6,7155	1918,44962		
2,178	1879,92202	4,477	1916,67322	6,776	1918,45834		
2,2385	1882,95361	4,5375	1916,81114	6,8365	1918,46626		

Таблиця А.13

Розрахункові значення l_2 для $\alpha = 0,1$

τ , с	l_2 , мм	τ , с	l_2 , мм	τ , с	l_2 , мм	τ , с	l_2 , мм
0	0	0,4681	2,770711	0,9362	3,918377	1,4043	4,799012
0,0151	0,497634	0,4832	2,815045	0,9513	3,949851	1,4194	4,824745
0,0302	0,703761	0,4983	2,858692	0,9664	3,981075	1,4345	4,85034
0,0453	0,861928	0,5134	2,901682	0,9815	4,012057	1,4496	4,875801
0,0604	0,995269	0,5285	2,944045	0,9966	4,042801	1,4647	4,90113
0,0755	1,112744	0,5436	2,985806	1,0117	4,073313	1,4798	4,926329
0,0906	1,21895	0,5587	3,026992	1,0268	4,103598	1,4949	4,9514
0,1057	1,316617	0,5738	3,067624	1,0419	4,133662	1,51	4,976344
0,1208	1,407523	0,5889	3,107726	1,057	4,163508	1,5251	5,001164
0,1359	1,492903	0,604	3,147316	1,0721	4,193142	1,5402	5,025861
0,151	1,573658	0,6191	3,186415	1,0872	4,222568	1,5553	5,050438
0,1661	1,650467	0,6342	3,22504	1,1023	4,25179	1,5704	5,074895
0,1812	1,723856	0,6493	3,263207	1,1174	4,280813	1,5855	5,099235
0,1963	1,794246	0,6644	3,300933	1,1325	4,30964	1,6006	5,12346
0,2114	1,861977	0,6795	3,338233	1,1476	4,338276	1,6157	5,14757
0,2265	1,92733	0,6946	3,375121	1,1627	4,366724	1,6308	5,171568
0,2416	1,990538	0,7097	3,41161	1,1778	4,394988	1,6459	5,195456
0,2567	2,051799	0,7248	3,447712	1,1929	4,423071	1,661	5,219234
0,2718	2,111284	0,7399	3,483441	1,208	4,450977	1,6761	5,242904
0,2869	2,169138	0,755	3,518807	1,2231	4,47871	1,6912	5,266468
0,302	2,225489	0,7701	3,55382	1,2382	4,506271	1,7063	5,289926
0,3171	2,280447	0,7852	3,588493	1,2533	4,533665	1,7214	5,313281
0,3322	2,334112	0,8003	3,622833	1,2684	4,560895	1,7365	5,336534
0,3473	2,386571	0,8154	3,656851	1,2835	4,587963	1,7516	5,359687
0,3624	2,437901	0,8305	3,690556	1,2986	4,614872	1,7667	5,382739
0,3775	2,488172	0,8456	3,723955	1,3137	4,641625	1,7818	5,405693
0,3926	2,537448	0,8607	3,757057	1,3288	4,668225	1,7969	5,42855
0,4077	2,585784	0,8758	3,789871	1,3439	4,694674	1,812	5,451312
0,4228	2,633234	0,8909	3,822402	1,359	4,720974	1,8271	5,473978
0,4379	2,679843	0,906	3,85466	1,3741	4,74713	1,8422	5,496552
0,453	2,725656	0,9211	3,886649	1,3892	4,773142	1,8573	5,519033

Таблиця А.14

Розрахункові значення l_2 для $\alpha = 0,2$

τ, c	$l_2, мм$	τ, c	$l_2, мм$	τ, c	$l_2, мм$	τ, c	$l_2, мм$
0	0	2,299	6,140326	4,598	8,683732	6,897	10,63536
0,0605	0,996092	2,3595	6,220595	4,6585	8,740675	6,9575	10,6819
0,121	1,408687	2,42	6,299841	4,719	8,79725	7,018	10,72824
0,1815	1,725283	2,4805	6,378103	4,7795	8,853463	7,0785	10,77439
0,242	1,992185	2,541	6,455416	4,84	8,909321	7,139	10,82033
0,3025	2,22733	2,6015	6,531814	4,9005	8,964831	7,1995	10,86608
0,363	2,439918	2,662	6,607329	4,961	9,02	7,26	10,91165
0,4235	2,635413	2,7225	6,681991	5,0215	9,074833	7,3205	10,95702
0,484	2,817375	2,783	6,755827	5,082	9,129337	7,381	11,0022
0,5445	2,988277	2,8435	6,828865	5,1425	9,183518	7,4415	11,0472
0,605	3,149921	2,904	6,90113	5,203	9,237381	7,502	11,09202
0,6655	3,303665	2,9645	6,972647	5,2635	9,290931	7,5625	11,13665
0,726	3,450565	3,025	7,043437	5,324	9,344175	7,623	11,18111
0,7865	3,591462	3,0855	7,113522	5,3845	9,397117	7,6835	11,22539
0,847	3,727036	3,146	7,182924	5,445	9,449762	7,744	11,2695
0,9075	3,857849	3,2065	7,251662	5,5055	9,502116	7,8045	11,31343
0,968	3,984369	3,267	7,319754	5,566	9,554182	7,865	11,3572
1,0285	4,106994	3,3275	7,387219	5,6265	9,605967	7,9255	11,4008
1,089	4,226062	3,388	7,454073	5,687	9,657474	7,986	11,44423
1,1495	4,341866	3,4485	7,520332	5,7475	9,708707	8,0465	11,4875
1,21	4,45466	3,509	7,586013	5,808	9,759672	8,107	11,5306
1,2705	4,564669	3,5695	7,651131	5,8685	9,810372	8,1675	11,57355
1,331	4,672087	3,63	7,715698	5,929	9,860811	8,228	11,61633
1,3915	4,777091	3,6905	7,77973	5,9895	9,910994	8,2885	11,65896
1,452	4,879836	3,751	7,843239	6,05	9,960924	8,349	11,70144
1,5125	4,980462	3,8115	7,906238	6,1105	10,0106	8,4095	11,74376
1,573	5,079094	3,872	7,968739	6,171	10,06004	8,47	11,78592
1,6335	5,175848	3,9325	8,030753	6,2315	10,10923	8,5305	11,82794
1,694	5,270825	3,993	8,092293	6,292	10,15819	8,591	11,86981
1,7545	5,364122	4,0535	8,153367	6,3525	10,20691	8,6515	11,91153
1,815	5,455823	4,114	8,213988	6,413	10,2554	8,712	11,95311
1,8755	5,546008	4,1745	8,274165	6,4735	10,30366	8,7725	11,99454
1,936	5,634749	4,235	8,333907	6,534	10,3517	8,833	12,03583
1,9965	5,722115	4,2955	8,393223	6,5945	10,39951		
2,057	5,808167	4,356	8,452124	6,655	10,4471		
2,1175	5,892962	4,4165	8,510617	6,7155	10,49448		
2,178	5,976554	4,477	8,568711	6,776	10,54165		
2,2385	6,058993	4,5375	8,626413	6,8365	10,58861		

Таблиця А.15

Розрахункові значення θ для $\alpha = 0,1$

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0	0	0,4681	2196,778	0,9362	3106,713	1,4043	3804,931
0,0151	394,5527	0,4832	2231,929	0,9513	3131,668	1,4194	3825,334
0,0302	557,9819	0,4983	2266,534	0,9664	3156,424	1,4345	3845,627
0,0453	683,3858	0,5134	2300,619	0,9815	3180,988	1,4496	3865,814
0,0604	789,1061	0,5285	2334,207	0,9966	3205,364	1,4647	3885,896
0,0755	882,247	0,5436	2367,318	1,0117	3229,555	1,4798	3905,875
0,0906	966,4532	0,5587	2399,972	1,0268	3253,567	1,4949	3925,753
0,1057	1043,889	0,5738	2432,188	1,0419	3277,403	1,51	3945,53
0,1208	1115,965	0,5889	2463,983	1,057	3301,067	1,5251	3965,209
0,1359	1183,659	0,604	2495,372	1,0721	3324,563	1,5402	3984,79
0,151	1247,686	0,6191	2526,372	1,0872	3347,893	1,5553	4004,276
0,1661	1308,585	0,6342	2556,996	1,1023	3371,062	1,5704	4023,667
0,1812	1366,772	0,6493	2587,257	1,1174	3394,073	1,5855	4042,965
0,1963	1422,581	0,6644	2617,168	1,1325	3416,929	1,6006	4062,172
0,2114	1476,282	0,6795	2646,742	1,1476	3439,633	1,6157	4081,288
0,2265	1528,097	0,6946	2675,989	1,1627	3462,188	1,6308	4100,315
0,2416	1578,212	0,7097	2704,919	1,1778	3484,598	1,6459	4119,254
0,2567	1626,783	0,7248	2733,543	1,1929	3506,863	1,661	4138,107
0,2718	1673,947	0,7399	2761,871	1,208	3528,989	1,6761	4156,874
0,2869	1719,817	0,755	2789,911	1,2231	3550,977	1,6912	4175,557
0,302	1764,495	0,7701	2817,672	1,2382	3572,829	1,7063	4194,156
0,3171	1808,069	0,7852	2845,162	1,2533	3594,549	1,7214	4212,673
0,3322	1850,617	0,8003	2872,389	1,2684	3616,138	1,7365	4231,109
0,3473	1892,21	0,8154	2899,36	1,2835	3637,599	1,7516	4249,466
0,3624	1932,907	0,8305	2926,084	1,2986	3658,934	1,7667	4267,743
0,3775	1972,765	0,8456	2952,564	1,3137	3680,146	1,7818	4285,942
0,3926	2011,834	0,8607	2978,809	1,3288	3701,236	1,7969	4304,065
0,4077	2050,157	0,8758	3004,826	1,3439	3722,206	1,812	4322,112
0,4228	2087,778	0,8909	3030,619	1,359	3743,058	1,8271	4340,083
0,4379	2124,733	0,906	3056,195	1,3741	3763,796	1,8422	4357,981
0,453	2161,056	0,9211	3081,557	1,3892	3784,42	1,8573	4375,805

Таблиця А.16

Розрахункові значення θ для $\alpha = 0,2$

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0	0	2,299	4868,401	4,598	6884,959	6,897	8432,321
0,0605	789,7587	2,3595	4932,043	4,6585	6930,107	6,9575	8469,221
0,121	1116,888	2,42	4994,874	4,719	6974,963	7,018	8505,962
0,1815	1367,903	2,4805	5056,925	4,7795	7019,531	7,0785	8542,552
0,242	1579,518	2,541	5118,223	4,84	7063,819	7,139	8578,976
0,3025	1765,955	2,6015	5178,795	4,9005	7107,83	7,1995	8615,249
0,363	1934,506	2,662	5238,668	4,961	7151,571	7,26	8651,38
0,4235	2089,506	2,7225	5297,864	5,0215	7195,046	7,3205	8687,352
0,484	2233,776	2,783	5356,406	5,082	7238,26	7,381	8723,173
0,5445	2369,277	2,8435	5414,314	5,1425	7281,218	7,4415	8758,851
0,605	2497,437	2,904	5471,61	5,203	7323,924	7,502	8794,387
0,6655	2619,334	2,9645	5528,313	5,2635	7366,381	7,5625	8829,773
0,726	2735,805	3,025	5584,439	5,324	7408,596	7,623	8865,023
0,7865	2847,516	3,0855	5640,007	5,3845	7450,571	7,6835	8900,131
0,847	2955,007	3,146	5695,033	5,445	7492,311	7,744	8935,104
0,9075	3058,723	3,2065	5749,532	5,5055	7533,821	7,8045	8969,934
0,968	3159,035	3,267	5803,519	5,566	7575,101	7,865	9004,637
1,0285	3256,26	3,3275	5857,009	5,6265	7616,16	7,9255	9039,206
1,089	3350,663	3,388	5910,015	5,687	7656,997	7,986	9073,64
1,1495	3442,479	3,4485	5962,549	5,7475	7697,618	8,0465	9107,946
1,21	3531,909	3,509	6014,625	5,808	7738,026	8,107	9142,119
1,2705	3619,13	3,5695	6066,254	5,8685	7778,224	8,1675	9176,172
1,331	3704,298	3,63	6117,446	5,929	7818,214	8,228	9210,09
1,3915	3787,551	3,6905	6168,215	5,9895	7858,002	8,2885	9243,89
1,452	3869,013	3,751	6218,568	6,05	7897,59	8,349	9277,57
1,5125	3948,795	3,8115	6268,517	6,1105	7936,976	8,4095	9311,124
1,573	4026,996	3,872	6318,072	6,171	7976,175	8,47	9344,551
1,6335	4103,708	3,9325	6367,24	6,2315	8015,175	8,5305	9377,867
1,694	4179,011	3,993	6416,032	6,292	8053,994	8,591	9411,064
1,7545	4252,982	4,0535	6464,455	6,3525	8092,622	8,6515	9444,142
1,815	4325,688	4,114	6512,519	6,413	8131,067	8,712	9477,109
1,8755	4397,192	4,1745	6560,231	6,4735	8169,33	8,7725	9509,957
1,936	4467,551	4,235	6607,598	6,534	8207,419	8,833	9542,694
1,9965	4536,82	4,2955	6654,627	6,5945	8245,326		
2,057	4605,047	4,356	6701,327	6,655	8283,058		
2,1175	4672,277	4,4165	6747,703	6,7155	8320,623		
2,178	4738,554	4,477	6793,764	6,776	8358,023		
2,2385	4803,916	4,5375	6839,513	6,8365	8395,255		

Значення τ_n , розраховані за залежністю (2.51)

τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c	τ, c	τ_n, c
0,049616	0,0387	1,453787	0,3367	1,682609	0,3479	1,696	0,348452
0,10108	0,0706	1,46971	0,3376	1,683812	0,34795	1,696073	0,348455
0,152789	0,0979	1,484167	0,3384	1,684775	0,34799	1,696122	0,348457
0,204159	0,1216	1,498923	0,3392	1,685016	0,348	1,696147	0,348458
0,255487	0,1426	1,513988	0,34	1,686223	0,34805	1,696196	0,34846
0,306241	0,1612	1,525498	0,3406	1,68719	0,34809	1,696245	0,348462
0,3561	0,1777	1,537196	0,3412	1,687916	0,34812	1,696269	0,348463
0,405658	0,1926	1,547092	0,3417	1,688401	0,34814	1,696294	0,348464
0,45448	0,206	1,559149	0,3423	1,689371	0,34818	1,696318	0,348465
0,50298	0,2182	1,569354	0,3428	1,689613	0,34819	1,696343	0,348466
0,550522	0,2292	1,577622	0,3432	1,689856	0,34820	1,696392	0,348468
0,59686	0,2391	1,585987	0,3436	1,690342	0,34822	1,696416	0,348469
0,642851	0,2482	1,59445	0,344	1,691071	0,34825	1,696419	0,3484691
0,688037	0,2565	1,600863	0,3443	1,691557	0,34827	1,696441	0,34847
0,731893	0,264	1,609503	0,3447	1,692044	0,34829	1,696465	0,348471
0,775766	0,271	1,616051	0,345	1,692288	0,3483	1,696478	0,3484715
0,816613	0,2771	1,62045	0,3452	1,692775	0,34832	1,696492	0,3484721
0,857995	0,2829	1,627099	0,3455	1,693019	0,34833	1,696507	0,3484727
0,902171	0,2887	1,631566	0,3457	1,693263	0,34834	1,696522	0,3484733
0,935282	0,2928	1,638318	0,346	1,693507	0,34835	1,696536	0,3484739
0,973624	0,2973	1,640583	0,3461	1,693751	0,34836	1,696566	0,3484751
1,009648	0,3013	1,645134	0,3463	1,693995	0,34837	1,696581	0,3484757
1,045748	0,3051	1,649714	0,3465	1,694239	0,34838	1,696583	0,3484758
1,079757	0,3085	1,652014	0,3466	1,694484	0,34839	1,696588	0,348476
1,112313	0,3116	1,656638	0,3468	1,694728	0,3484	1,696595	0,3484763
1,144232	0,3145	1,658961	0,3469	1,69485	0,348405	1,696603	0,3484766
1,175338	0,3172	1,661291	0,347	1,694899	0,348407	1,69661	0,3484769
1,20544	0,3197	1,663629	0,3471	1,695046	0,348413	1,696612	0,348477
1,233052	0,3219	1,665975	0,3472	1,695217	0,34842	1,69662	0,3484773
1,260335	0,32399	1,668328	0,3473	1,695315	0,348424	1,696622	0,3484774
1,286232	0,3259	1,670688	0,3474	1,695413	0,348428	1,69663	0,3484777
1,310972	0,32766	1,673057	0,3475	1,695535	0,348433	1,696632	0,3484778
1,334686	0,32929	1,673057	0,3475	1,695608	0,348436	1,696634	0,3484779
1,357235	0,33079	1,675433	0,3476	1,695682	0,348439		
1,378477	0,33216	1,677817	0,3477	1,695755	0,348442		
1,398754	0,33343	1,678773	0,34774	1,695829	0,348445		
1,417793	0,33459	1,680209	0,3478	1,695902	0,348448		
1,43599	0,33567	1,681408	0,34785	1,695976	0,348451		

Таблиця А.18

Значення τ_n / τ , розраховані за залежністю (2.51)

τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ
0,049616	0,77999	1,453787	0,231602	1,682609	0,206762	1,696	0,205455
0,10108	0,698457	1,46971	0,229705	1,683812	0,206644	1,696073	0,205448
0,152789	0,640753	1,484167	0,228007	1,684775	0,20655	1,696122	0,205443
0,204159	0,595614	1,498923	0,226296	1,685016	0,206526	1,696147	0,205441
0,255487	0,55815	1,513988	0,224572	1,686223	0,206408	1,696196	0,205436
0,306241	0,526383	1,525498	0,223271	1,68719	0,206313	1,696245	0,205431
0,3561	0,499017	1,537196	0,221963	1,687916	0,206242	1,696269	0,205429
0,405658	0,474784	1,547092	0,220866	1,688401	0,206195	1,696294	0,205427
0,45448	0,453265	1,559149	0,219543	1,689371	0,2061	1,696318	0,205424
0,50298	0,433814	1,569354	0,218434	1,689613	0,206077	1,696343	0,205422
0,550522	0,416332	1,577622	0,217543	1,689856	0,206053	1,696392	0,205417
0,59686	0,400596	1,585987	0,216647	1,690342	0,206006	1,696416	0,205415
0,642851	0,386093	1,59445	0,215748	1,691071	0,205935	1,696419	0,205415
0,688037	0,3728	1,600863	0,215071	1,691557	0,205887	1,696441	0,205412
0,731893	0,360708	1,609503	0,214165	1,692044	0,20584	1,696465	0,20541
0,775766	0,349332	1,616051	0,213483	1,692288	0,205816	1,696478	0,205409
0,816613	0,339328	1,62045	0,213027	1,692775	0,205769	1,696492	0,205407
0,857995	0,329722	1,627099	0,212341	1,693019	0,205745	1,696507	0,205406
0,902171	0,320006	1,631566	0,211882	1,693263	0,205721	1,696522	0,205405
0,935282	0,313061	1,638318	0,211192	1,693507	0,205697	1,696536	0,205403
0,973624	0,305354	1,640583	0,210962	1,693751	0,205674	1,696566	0,2054
1,009648	0,298421	1,645134	0,2105	1,693995	0,20565	1,696581	0,205399
1,045748	0,291753	1,649714	0,210036	1,694239	0,205626	1,696583	0,205399
1,079757	0,285712	1,652014	0,209805	1,694484	0,205602	1,696588	0,205398
1,112313	0,280137	1,656638	0,20934	1,694728	0,205579	1,696595	0,205397
1,144232	0,274857	1,658961	0,209107	1,69485	0,205567	1,696603	0,205397
1,175338	0,26988	1,661291	0,208874	1,694899	0,205562	1,69661	0,205396
1,20544	0,265214	1,663629	0,20864	1,695046	0,205548	1,696612	0,205396
1,233052	0,26106	1,665975	0,208406	1,695217	0,205531	1,69662	0,205395
1,260335	0,257067	1,668328	0,208172	1,695315	0,205522	1,696622	0,205395
1,286232	0,253376	1,670688	0,207938	1,695413	0,205512	1,69663	0,205394
1,310972	0,249937	1,673057	0,207704	1,695535	0,2055	1,696632	0,205394
1,334686	0,246717	1,673057	0,207704	1,695608	0,205493	1,696634	0,205394
1,357235	0,243723	1,675433	0,207469	1,695682	0,205486		
1,378477	0,240962	1,677817	0,207234	1,695755	0,205479		
1,398754	0,238376	1,678773	0,207139	1,695829	0,205472		
1,417793	0,235994	1,680209	0,206998	1,695902	0,205465		
1,43599	0,233755	1,681408	0,20688	1,695976	0,205458		

Значення l_{2n} , розраховані за залежністю (2.51)

τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм
0,049616	0,806565	1,453787	2,37906	1,682609	2,418305	1,696	2,420223
0,10108	1,089397	1,46971	2,382238	1,683812	2,418479	1,696073	2,420233
0,152789	1,282848	1,484167	2,385058	1,684775	2,418618	1,696122	2,42024
0,204159	1,429719	1,498923	2,387876	1,685016	2,418653	1,696147	2,420244
0,255487	1,548259	1,513988	2,39069	1,686223	2,418826	1,696196	2,420251
0,306241	1,646139	1,525498	2,392799	1,68719	2,418965	1,696245	2,420257
0,3561	1,728334	1,537196	2,394905	1,687916	2,419069	1,696269	2,420261
0,405658	1,799335	1,547092	2,39666	1,688401	2,419139	1,696294	2,420264
0,45448	1,860876	1,559149	2,398763	1,689371	2,419278	1,696318	2,420268
0,50298	1,915187	1,569354	2,400514	1,689613	2,419313	1,696343	2,420271
0,550522	1,962868	1,577622	2,401914	1,689856	2,419347	1,696392	2,420278
0,59686	2,004812	1,585987	2,403314	1,690342	2,419417	1,696416	2,420282
0,642851	2,042607	1,59445	2,404712	1,691071	2,419521	1,696419	2,420282
0,688037	2,076479	1,600863	2,40576	1,691557	2,419591	1,696441	2,420285
0,731893	2,106618	1,609503	2,407157	1,692044	2,41966	1,696465	2,420289
0,775766	2,134364	1,616051	2,408205	1,692288	2,419695	1,696478	2,42029
0,816613	2,158252	1,62045	2,408903	1,692775	2,419764	1,696492	2,420293
0,857995	2,180722	1,627099	2,409949	1,693019	2,419799	1,696507	2,420295
0,902171	2,202963	1,631566	2,410647	1,693263	2,419834	1,696522	2,420297
0,935282	2,218551	1,638318	2,411692	1,693507	2,419868	1,696536	2,420299
0,973624	2,235534	1,640583	2,412041	1,693751	2,419903	1,696566	2,420303
1,009648	2,250523	1,645134	2,412738	1,693995	2,419938	1,696581	2,420305
1,045748	2,26467	1,649714	2,413434	1,694239	2,419973	1,696583	2,420305
1,079757	2,277254	1,652014	2,413783	1,694484	2,420007	1,696588	2,420306
1,112313	2,288667	1,656638	2,414479	1,694728	2,420042	1,696595	2,420307
1,144232	2,299292	1,658961	2,414827	1,69485	2,42006	1,696603	2,420308
1,175338	2,309141	1,661291	2,415175	1,694899	2,420066	1,69661	2,420309
1,20544	2,318223	1,663629	2,415523	1,695046	2,420087	1,696612	2,42031
1,233052	2,326186	1,665975	2,415871	1,695217	2,420112	1,69662	2,420311
1,260335	2,333725	1,668328	2,416219	1,695315	2,420126	1,696622	2,420311
1,286232	2,340594	1,670688	2,416567	1,695413	2,420139	1,69663	2,420312
1,310972	2,346905	1,673057	2,416914	1,695535	2,420157	1,696632	2,420312
1,334686	2,352736	1,673057	2,416914	1,695608	2,420167	1,696634	2,420313
1,357235	2,358088	1,675433	2,417262	1,695682	2,420178		
1,378477	2,362966	1,677817	2,41761	1,695755	2,420188		
1,398754	2,367479	1,678773	2,417749	1,695829	2,420198		
1,417793	2,371594	1,680209	2,417957	1,695902	2,420209		
1,43599	2,375418	1,681408	2,418131	1,695976	2,420219		

Значення V , розраховані за залежністю (2.69)

τ , с	V , мм/с	τ , с	V , мм/с	τ , с	V , мм/с	τ , с	V , мм/с
0,049616	10,41764	1,453787	3,531857	1,682609	3,474541	1,696	3,471788
0,10108	7,712982	1,46971	3,527146	1,683812	3,474291	1,696073	3,471773
0,152789	6,549879	1,484167	3,522974	1,684775	3,474092	1,696122	3,471763
0,204159	5,877029	1,498923	3,518817	1,685016	3,474042	1,696147	3,471758
0,255487	5,427063	1,513988	3,514675	1,686223	3,473792	1,696196	3,471748
0,306241	5,10437	1,525498	3,511578	1,68719	3,473593	1,696245	3,471738
0,3561	4,861619	1,537196	3,508489	1,687916	3,473443	1,696269	3,471733
0,405658	4,669781	1,547092	3,505921	1,688401	3,473343	1,696294	3,471728
0,45448	4,515346	1,559149	3,502847	1,689371	3,473144	1,696318	3,471723
0,50298	4,387299	1,569354	3,500292	1,689613	3,473094	1,696343	3,471718
0,550522	4,280725	1,577622	3,498251	1,689856	3,473044	1,696392	3,471708
0,59686	4,191166	1,585987	3,496214	1,690342	3,472944	1,696416	3,471703
0,642851	4,113616	1,59445	3,494181	1,691071	3,472794	1,696419	3,471703
0,688037	4,046513	1,600863	3,492659	1,691557	3,472695	1,696441	3,471698
0,731893	3,98862	1,609503	3,490631	1,692044	3,472595	1,696465	3,471693
0,775766	3,93677	1,616051	3,489114	1,692288	3,472545	1,696478	3,471691
0,816613	3,893197	1,62045	3,488103	1,692775	3,472446	1,696492	3,471688
0,857995	3,853081	1,627099	3,486588	1,693019	3,472396	1,696507	3,471685
0,902171	3,814181	1,631566	3,485579	1,693263	3,472346	1,696522	3,471682
0,935282	3,787382	1,638318	3,484068	1,693507	3,472296	1,696536	3,471679
0,973624	3,758609	1,640583	3,483564	1,693751	3,472246	1,696566	3,471673
1,009648	3,733577	1,645134	3,482558	1,693995	3,472196	1,696581	3,47167
1,045748	3,710253	1,649714	3,481553	1,694239	3,472146	1,696583	3,471669
1,079757	3,689751	1,652014	3,481051	1,694484	3,472097	1,696588	3,471668
1,112313	3,671351	1,656638	3,480047	1,694728	3,472047	1,696595	3,471667
1,144232	3,654385	1,658961	3,479545	1,69485	3,472022	1,696603	3,471665
1,175338	3,638799	1,661291	3,479044	1,694899	3,472012	1,69661	3,471664
1,20544	3,624544	1,663629	3,478543	1,695046	3,471982	1,696612	3,471663
1,233052	3,612137	1,665975	3,478042	1,695217	3,471947	1,69662	3,471662
1,260335	3,600467	1,668328	3,477541	1,695315	3,471927	1,696622	3,471661
1,286232	3,589901	1,670688	3,47704	1,695413	3,471907	1,69663	3,47166
1,310972	3,580247	1,673057	3,47654	1,695535	3,471882	1,696632	3,471659
1,334686	3,571374	1,673057	3,47654	1,695608	3,471867	1,696634	3,471659
1,357235	3,563268	1,675433	3,47604	1,695682	3,471852		
1,378477	3,555912	1,677817	3,47554	1,695755	3,471838		
1,398754	3,549133	1,678773	3,47534	1,695829	3,471823		
1,417793	3,542976	1,680209	3,47504	1,695902	3,471808		
1,43599	3,537271	1,681408	3,474791	1,695976	3,471793		

Таблиця А.21

Значення θ , розраховані за залежністю (2.70)

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0,049616	639,3502	1,453787	1885,84	1,682609	1916,949	1,696	1918,469
0,10108	863,5464	1,46971	1888,359	1,683812	1917,087	1,696073	1918,477
0,152789	1016,892	1,484167	1890,595	1,684775	1917,197	1,696122	1918,483
0,204159	1133,314	1,498923	1892,829	1,685016	1917,224	1,696147	1918,486
0,255487	1227,278	1,513988	1895,059	1,686223	1917,362	1,696196	1918,491
0,306241	1304,866	1,525498	1896,731	1,68719	1917,472	1,696245	1918,497
0,3561	1370,02	1,537196	1898,401	1,687916	1917,555	1,696269	1918,499
0,405658	1426,302	1,547092	1899,791	1,688401	1917,61	1,696294	1918,502
0,45448	1475,085	1,559149	1901,458	1,689371	1917,72	1,696318	1918,505
0,50298	1518,136	1,569354	1902,846	1,689613	1917,748	1,696343	1918,508
0,550522	1555,932	1,577622	1903,956	1,689856	1917,775	1,696392	1918,513
0,59686	1589,18	1,585987	1905,066	1,690342	1917,83	1,696416	1918,516
0,642851	1619,139	1,59445	1906,174	1,691071	1917,913	1,696419	1918,516
0,688037	1645,989	1,600863	1907,005	1,691557	1917,968	1,696441	1918,519
0,731893	1669,88	1,609503	1908,113	1,692044	1918,023	1,696465	1918,521
0,775766	1691,874	1,616051	1908,943	1,692288	1918,051	1,696478	1918,523
0,816613	1710,809	1,62045	1909,496	1,692775	1918,106	1,696492	1918,525
0,857995	1728,621	1,627099	1910,325	1,693019	1918,133	1,696507	1918,526
0,902171	1746,251	1,631566	1910,878	1,693263	1918,161	1,696522	1918,528
0,935282	1758,607	1,638318	1911,707	1,693507	1918,188	1,696536	1918,529
0,973624	1772,07	1,640583	1911,984	1,693751	1918,216	1,696566	1918,533
1,009648	1783,951	1,645134	1912,536	1,693995	1918,243	1,696581	1918,534
1,045748	1795,165	1,649714	1913,088	1,694239	1918,271	1,696583	1918,535
1,079757	1805,14	1,652014	1913,364	1,694484	1918,298	1,696588	1918,535
1,112313	1814,187	1,656638	1913,916	1,694728	1918,326	1,696595	1918,536
1,144232	1822,61	1,658961	1914,192	1,69485	1918,34	1,696603	1918,537
1,175338	1830,417	1,661291	1914,468	1,694899	1918,345	1,69661	1918,538
1,20544	1837,616	1,663629	1914,744	1,695046	1918,362	1,696612	1918,538
1,233052	1843,927	1,665975	1915,02	1,695217	1918,381	1,69662	1918,539
1,260335	1849,904	1,668328	1915,295	1,695315	1918,392	1,696622	1918,539
1,286232	1855,349	1,670688	1915,571	1,695413	1918,403	1,69663	1918,54
1,310972	1860,352	1,673057	1915,847	1,695535	1918,417	1,696632	1918,54
1,334686	1864,973	1,673057	1915,847	1,695608	1918,425	1,696634	1918,54
1,357235	1869,216	1,675433	1916,122	1,695682	1918,433		
1,378477	1873,083	1,677817	1916,398	1,695755	1918,442		
1,398754	1876,66	1,678773	1916,508	1,695829	1918,45		
1,417793	1879,922	1,680209	1916,673	1,695902	1918,458		
1,43599	1882,954	1,681408	1916,811	1,695976	1918,466		

Розрахункові значення $l_1 = 3,33 \cdot \tau$

τ, c	$l_1 = 3,33 \cdot \tau$	τ, c	$l_1 = 3,33 \cdot \tau$	τ, c	$l_1 = 3,33 \cdot \tau$	τ, c	$l_1 = 3,33 \cdot \tau$
0,0496	0,165168	1,4538	4,841154	1,6826	5,603058	1,696	5,64768
0,1011	0,336663	1,4697	4,894101	1,6838	5,607054	1,6961	5,648013
0,1528	0,508824	1,4842	4,942386	1,6848	5,610384	1,6961	5,648013
0,2042	0,679986	1,4989	4,991337	1,685	5,61105	1,6961	5,648013
0,2555	0,850815	1,514	5,04162	1,6862	5,615046	1,6962	5,648346
0,3062	1,019646	1,5255	5,079915	1,6872	5,618376	1,6962	5,648346
0,3561	1,185813	1,5372	5,118876	1,6879	5,620707	1,6963	5,648679
0,4057	1,350981	1,5471	5,151843	1,6884	5,622372	1,6963	5,648679
0,4545	1,513485	1,5591	5,191803	1,6894	5,625702	1,6963	5,648679
0,503	1,67499	1,5694	5,226102	1,6896	5,626368	1,6963	5,648679
0,5505	1,833165	1,5776	5,253408	1,6899	5,627367	1,6964	5,649012
0,5969	1,987677	1,586	5,28138	1,6903	5,628699	1,6964	5,649012
0,6429	2,140857	1,5945	5,309685	1,6911	5,631363	1,6964	5,649012
0,688	2,29104	1,6009	5,330997	1,6916	5,633028	1,6964	5,649012
0,7319	2,437227	1,6095	5,359635	1,692	5,63436	1,6965	5,649345
0,7758	2,583414	1,6161	5,381613	1,6923	5,635359	1,6965	5,649345
0,8166	2,719278	1,6205	5,396265	1,6928	5,637024	1,6965	5,649345
0,858	2,85714	1,6271	5,418243	1,693	5,63769	1,6965	5,649345
0,9022	3,004326	1,6316	5,433228	1,6933	5,638689	1,6965	5,649345
0,9353	3,114549	1,6383	5,455539	1,6935	5,639355	1,6965	5,649345
0,9736	3,242088	1,6406	5,463198	1,6938	5,640354	1,6966	5,649678
1,0096	3,361968	1,6451	5,478183	1,694	5,64102	1,6966	5,649678
1,0457	3,482181	1,6497	5,493501	1,6942	5,641686	1,6966	5,649678
1,0798	3,595734	1,652	5,50116	1,6945	5,642685	1,6966	5,649678
1,1123	3,703959	1,6566	5,516478	1,6947	5,643351	1,6966	5,649678
1,1442	3,810186	1,659	5,52447	1,6949	5,644017	1,6966	5,649678
1,1753	3,913749	1,6613	5,532129	1,6949	5,644017	1,6966	5,649678
1,2054	4,013982	1,6636	5,539788	1,695	5,64435	1,6966	5,649678
1,2331	4,106223	1,666	5,54778	1,6952	5,645016	1,6966	5,649678
1,2603	4,196799	1,6683	5,555439	1,6953	5,645349	1,6966	5,649678
1,2862	4,283046	1,6707	5,563431	1,6954	5,645682	1,6966	5,649678
1,311	4,36563	1,6731	5,571423	1,6955	5,646015	1,6966	5,649678
1,3347	4,444551	1,6731	5,571423	1,6956	5,646348	1,6966	5,649678
1,3572	4,519476	1,6754	5,579082	1,6957	5,646681		
1,3785	4,590405	1,6778	5,587074	1,6958	5,647014		
1,3988	4,658004	1,6788	5,590404	1,6958	5,647014		
1,4178	4,721274	1,6802	5,595066	1,6959	5,647347		
1,436	4,78188	1,6814	5,599062	1,696	5,64768		

Розрахункові значення l_1/l_{2n}

τ, c	l_1/l_{2n}	τ, c	l_1/l_{2n}	τ, c	l_1/l_{2n}	τ, c	l_1/l_{2n}
0,0496	0,20478	1,4538	2,034902	1,6826	2,316936	1,696	2,333537
0,1011	0,309036	1,4697	2,054413	1,6838	2,318422	1,6961	2,333665
0,1528	0,396636	1,4842	2,072229	1,6848	2,319665	1,6961	2,333658
0,2042	0,475608	1,4989	2,090283	1,685	2,319907	1,6961	2,333654
0,2555	0,54953	1,514	2,108856	1,6862	2,321393	1,6962	2,333785
0,3062	0,619417	1,5255	2,123001	1,6872	2,322636	1,6962	2,333779
0,3561	0,686102	1,5372	2,137403	1,6879	2,3235	1,6963	2,333913
0,4057	0,750822	1,5471	2,149593	1,6884	2,324121	1,6963	2,33391
0,4545	0,813319	1,5591	2,164367	1,6894	2,325364	1,6963	2,333906
0,503	0,874583	1,5694	2,177076	1,6896	2,325606	1,6963	2,333904
0,5505	0,933922	1,5776	2,187176	1,6899	2,325986	1,6964	2,334034
0,5969	0,991453	1,586	2,197541	1,6903	2,326469	1,6964	2,33403
0,6429	1,0481	1,5945	2,208034	1,6911	2,32747	1,6964	2,33403
0,688	1,103329	1,6009	2,215931	1,6916	2,328091	1,6964	2,334028
0,7319	1,156938	1,6095	2,226542	1,692	2,328575	1,6965	2,334161
0,7758	1,210391	1,6161	2,234699	1,6923	2,328954	1,6965	2,33416
0,8166	1,259945	1,6205	2,240134	1,6928	2,329576	1,6965	2,334157
0,858	1,310181	1,6271	2,248281	1,693	2,329817	1,6965	2,334156
0,9022	1,363766	1,6316	2,253846	1,6933	2,330197	1,6965	2,334154
0,9353	1,403866	1,6383	2,262121	1,6935	2,330439	1,6965	2,334152
0,9736	1,450252	1,6406	2,264969	1,6938	2,330818	1,6966	2,334285
1,0096	1,493861	1,6451	2,270525	1,694	2,33106	1,6966	2,334283
1,0457	1,537611	1,6497	2,276218	1,6942	2,331301	1,6966	2,334283
1,0798	1,578978	1,652	2,279062	1,6945	2,331681	1,6966	2,334283
1,1123	1,618391	1,6566	2,284749	1,6947	2,331923	1,6966	2,334282
1,1442	1,657113	1,659	2,287729	1,6949	2,332181	1,6966	2,334281
1,1753	1,694894	1,6613	2,290571	1,6949	2,332175	1,6966	2,33428
1,2054	1,731491	1,6636	2,293411	1,695	2,332292	1,6966	2,334279
1,2331	1,765217	1,666	2,296389	1,6952	2,332543	1,6966	2,334278
1,2603	1,798326	1,6683	2,299228	1,6953	2,332667	1,6966	2,334278
1,2862	1,829897	1,6707	2,302204	1,6954	2,332792	1,6966	2,334277
1,311	1,860165	1,6731	2,30518	1,6955	2,332913	1,6966	2,334277
1,3347	1,889099	1,6731	2,30518	1,6956	2,333041	1,6966	2,334276
1,3572	1,916585	1,6754	2,308017	1,6957	2,333168		
1,3785	1,942645	1,6778	2,310991	1,6958	2,333296		
1,3988	1,967495	1,6788	2,312235	1,6958	2,333286		
1,4178	1,99076	1,6802	2,313964	1,6959	2,333413		
1,436	2,013069	1,6814	2,31545	1,696	2,333541		

Розрахункові значення $l_1 + l_{2n}$

τ, c	$l_1 + l_{2n}$	τ, c	$l_1 + l_{2n}$	τ, c	$l_1 + l_{2n}$	τ, c	$l_1 + l_{2n}$
0,0496	0,971733	1,4538	7,220214	1,6826	8,021363	1,696	8,067903
0,1011	1,42606	1,4697	7,276339	1,6838	8,025533	1,6961	8,068246
0,1528	1,791672	1,4842	7,327444	1,6848	8,029002	1,6961	8,068253
0,2042	2,109705	1,4989	7,379213	1,685	8,029703	1,6961	8,068257
0,2555	2,399074	1,514	7,43231	1,6862	8,033872	1,6962	8,068597
0,3062	2,665785	1,5255	7,472714	1,6872	8,037341	1,6962	8,068603
0,3561	2,914147	1,5372	7,513781	1,6879	8,039776	1,6963	8,06894
0,4057	3,150316	1,5471	7,548503	1,6884	8,041511	1,6963	8,068943
0,4545	3,374361	1,5591	7,590566	1,6894	8,04498	1,6963	8,068947
0,503	3,590177	1,5694	7,626616	1,6896	8,045681	1,6963	8,06895
0,5505	3,796033	1,5776	7,655322	1,6899	8,046714	1,6964	8,06929
0,5969	3,992489	1,586	7,684694	1,6903	8,048116	1,6964	8,069294
0,6429	4,183464	1,5945	7,714397	1,6911	8,050884	1,6964	8,069294
0,688	4,367519	1,6009	7,736757	1,6916	8,052619	1,6964	8,069297
0,7319	4,543845	1,6095	7,766792	1,692	8,05402	1,6965	8,069634
0,7758	4,717778	1,6161	7,789818	1,6923	8,055054	1,6965	8,069635
0,8166	4,87753	1,6205	7,805168	1,6928	8,056788	1,6965	8,069638
0,858	5,037862	1,6271	7,828192	1,693	8,057489	1,6965	8,06964
0,9022	5,207289	1,6316	7,843875	1,6933	8,058523	1,6965	8,069642
0,9353	5,3331	1,6383	7,867231	1,6935	8,059223	1,6965	8,069644
0,9736	5,477622	1,6406	7,875239	1,6938	8,060257	1,6966	8,069981
1,0096	5,612491	1,6451	7,890921	1,694	8,060958	1,6966	8,069983
1,0457	5,746851	1,6497	7,906935	1,6942	8,061659	1,6966	8,069983
1,0798	5,872988	1,652	7,914943	1,6945	8,062692	1,6966	8,069984
1,1123	5,992626	1,6566	7,930957	1,6947	8,063393	1,6966	8,069985
1,1442	6,109478	1,659	7,939297	1,6949	8,064077	1,6966	8,069986
1,1753	6,22289	1,6613	7,947304	1,6949	8,064083	1,6966	8,069987
1,2054	6,332205	1,6636	7,955311	1,695	8,064437	1,6966	8,069988
1,2331	6,432409	1,666	7,963651	1,6952	8,065128	1,6966	8,069989
1,2603	6,530524	1,6683	7,971658	1,6953	8,065475	1,6966	8,069989
1,2862	6,62364	1,6707	7,979998	1,6954	8,065821	1,6966	8,06999
1,311	6,712535	1,6731	7,988337	1,6955	8,066172	1,6966	8,06999
1,3347	6,797287	1,6731	7,988337	1,6956	8,066515	1,6966	8,069991
1,3572	6,877564	1,6754	7,996344	1,6957	8,066859		
1,3785	6,953371	1,6778	8,004684	1,6958	8,067202		
1,3988	7,025483	1,6788	8,008153	1,6958	8,067212		
1,4178	7,092868	1,6802	8,013023	1,6959	8,067556		
1,436	7,157298	1,6814	8,017193	1,696	8,067899		

Таблиця А.25

Розрахункові значення $\theta = 2000 \cdot \left[1 - e^{-0,3964 \cdot (l_1 + l_{2n})} \right]$

τ , с	θ , град	τ , с	θ , град	τ , с	θ , град	τ , с	θ , град
0,0496	635,8226	1,4538	1883,473	1,6826	1914,997	1,696	1916,54
0,1011	859,2662	1,4697	1886,02	1,6838	1915,136	1,6961	1916,551
0,1528	1012,204	1,4842	1888,29	1,6848	1915,252	1,6961	1916,552
0,2042	1128,463	1,4989	1890,544	1,685	1915,275	1,6961	1916,552
0,2555	1222,311	1,514	1892,809	1,6862	1915,414	1,6962	1916,563
0,3062	1299,835	1,5255	1894,5	1,6872	1915,53	1,6962	1916,563
0,3561	1365,06	1,5372	1896,192	1,6879	1915,611	1,6963	1916,574
0,4057	1421,439	1,5471	1897,602	1,6884	1915,668	1,6963	1916,574
0,4545	1470,289	1,5591	1899,284	1,6894	1915,783	1,6963	1916,574
0,503	1513,44	1,5694	1900,703	1,6896	1915,807	1,6963	1916,574
0,5505	1551,32	1,5776	1901,819	1,6899	1915,841	1,6964	1916,586
0,5969	1584,717	1,586	1902,948	1,6903	1915,887	1,6964	1916,586
0,6429	1614,798	1,5945	1904,076	1,6911	1915,979	1,6964	1916,586
0,688	1641,725	1,6009	1904,917	1,6916	1916,036	1,6964	1916,586
0,7319	1665,754	1,6095	1906,035	1,692	1916,083	1,6965	1916,597
0,7758	1687,878	1,6161	1906,883	1,6923	1916,117	1,6965	1916,597
0,8166	1706,905	1,6205	1907,444	1,6928	1916,174	1,6965	1916,597
0,858	1724,835	1,6271	1908,279	1,693	1916,197	1,6965	1916,597
0,9022	1742,592	1,6316	1908,844	1,6933	1916,231	1,6965	1916,597
0,9353	1755,032	1,6383	1909,678	1,6935	1916,254	1,6965	1916,597
0,9736	1768,582	1,6406	1909,963	1,6938	1916,288	1,6966	1916,608
1,0096	1780,55	1,6451	1910,517	1,694	1916,311	1,6966	1916,608
1,0457	1791,857	1,6497	1911,079	1,6942	1916,335	1,6966	1916,608
1,0798	1801,942	1,652	1911,359	1,6945	1916,369	1,6966	1916,608
1,1123	1811,055	1,6566	1911,916	1,6947	1916,392	1,6966	1916,608
1,1442	1819,551	1,659	1912,205	1,6949	1916,414	1,6966	1916,608
1,1753	1827,431	1,6613	1912,482	1,6949	1916,414	1,6966	1916,608
1,2054	1834,701	1,6636	1912,757	1,695	1916,426	1,6966	1916,608
1,2331	1841,096	1,666	1913,043	1,6952	1916,449	1,6966	1916,609
1,2603	1847,117	1,6683	1913,317	1,6953	1916,46	1,6966	1916,609
1,2862	1852,621	1,6707	1913,601	1,6954	1916,472	1,6966	1916,609
1,311	1857,69	1,6731	1913,884	1,6955	1916,483	1,6966	1916,609
1,3347	1862,36	1,6731	1913,884	1,6956	1916,494	1,6966	1916,609
1,3572	1866,642	1,6754	1914,155	1,6957	1916,506		
1,3785	1870,564	1,6778	1914,437	1,6958	1916,517		
1,3988	1874,187	1,6788	1914,553	1,6958	1916,517		
1,4178	1877,481	1,6802	1914,717	1,6959	1916,529		
1,436	1880,55	1,6814	1914,857	1,696	1916,54		

Таблиця А.26

Розрахункові значення $\sqrt{\tau_n/\tau}$

$\tau, \text{с}$	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	$\tau, \text{с}$	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	$\tau, \text{с}$	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	$\tau, \text{с}$	$\sqrt{\tau_n/\tau}$
0,0496	0,883171	1,4538	0,48125	1,6826	0,454711	1,696	0,453272
0,1011	0,835737	1,4697	0,479276	1,6838	0,454581	1,6961	0,453264
0,1528	0,80047	1,4842	0,4775	1,6848	0,454478	1,6961	0,453259
0,2042	0,77176	1,4989	0,475706	1,685	0,454452	1,6961	0,453256
0,2555	0,747094	1,514	0,473891	1,6862	0,454322	1,6962	0,453251
0,3062	0,725522	1,5255	0,472516	1,6872	0,454217	1,6962	0,453245
0,3561	0,706411	1,5372	0,471129	1,6879	0,454139	1,6963	0,453243
0,4057	0,689046	1,5471	0,469964	1,6884	0,454087	1,6963	0,45324
0,4545	0,67325	1,5591	0,468554	1,6894	0,453983	1,6963	0,453238
0,503	0,658646	1,5694	0,467369	1,6896	0,453957	1,6963	0,453235
0,5505	0,645238	1,5776	0,466415	1,6899	0,453931	1,6964	0,45323
0,5969	0,632927	1,586	0,465454	1,6903	0,453878	1,6964	0,453227
0,6429	0,621363	1,5945	0,464487	1,6911	0,4538	1,6964	0,453227
0,688	0,610573	1,6009	0,463758	1,6916	0,453748	1,6964	0,453224
0,7319	0,60059	1,6095	0,46278	1,692	0,453696	1,6965	0,453222
0,7758	0,591043	1,6161	0,462043	1,6923	0,45367	1,6965	0,45322
0,8166	0,582519	1,6205	0,461549	1,6928	0,453617	1,6965	0,453219
0,858	0,574214	1,6271	0,460805	1,693	0,453591	1,6965	0,453217
0,9022	0,565691	1,6316	0,460307	1,6933	0,453565	1,6965	0,453216
0,9353	0,559518	1,6383	0,459557	1,6935	0,453539	1,6965	0,453214
0,9736	0,552588	1,6406	0,459306	1,6938	0,453513	1,6966	0,453211
1,0096	0,546279	1,6451	0,458802	1,694	0,453486	1,6966	0,453209
1,0457	0,540142	1,6497	0,458297	1,6942	0,45346	1,6966	0,453209
1,0798	0,534521	1,652	0,458044	1,6945	0,453434	1,6966	0,453209
1,1123	0,52928	1,6566	0,457536	1,6947	0,453408	1,6966	0,453208
1,1442	0,524268	1,659	0,457282	1,6949	0,453395	1,6966	0,453207
1,1753	0,5195	1,6613	0,457027	1,6949	0,45339	1,6966	0,453206
1,2054	0,51499	1,6636	0,456772	1,695	0,453374	1,6966	0,453206
1,2331	0,51094	1,666	0,456516	1,6952	0,453355	1,6966	0,453205
1,2603	0,507017	1,6683	0,456259	1,6953	0,453345	1,6966	0,453205
1,2862	0,503364	1,6707	0,456003	1,6954	0,453334	1,6966	0,453204
1,311	0,499937	1,6731	0,455745	1,6955	0,453321	1,6966	0,453204
1,3347	0,496706	1,6731	0,455745	1,6956	0,453314	1,6966	0,453204
1,3572	0,493684	1,6754	0,455487	1,6957	0,453306		
1,3785	0,490878	1,6778	0,455229	1,6958	0,453298		
1,3988	0,488238	1,6788	0,455126	1,6958	0,45329		
1,4178	0,485792	1,6802	0,45497	1,6959	0,453282		
1,436	0,483482	1,6814	0,454841	1,696	0,453274		

Зміст

Вступ	3
Розділ 1. Теплові процеси під час шліфування та теоретичне визначення умов зменшення температури різання	9
1.1. Наукові передумови розрахунку температури різання під час шліфування	9
1.2. Визначення та аналіз максимальної температури різання	18
1.3. Аналіз спрощених теоретичних підходів до розрахунку температури різання під час шліфування	22
1.4. Розроблення математичної моделі визначення температури різання під час шліфування	24
1.5. Порівняння розрахункових значень температури різання, отриманих за різними теоретичними підходами	35
1.6. Експериментальне оцінювання максимальної температури різання, умовного напруження різання та енергоємності обробки	38
1.7. Експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень для процесів шліфування	42
1.8. Експериментальне оцінювання достовірності отриманих теоретичних рішень для процесів лезової обробки	48
Висновки	52
Розділ 2. Уточнені теоретичні підходи до розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування	55
2.1. Чисельний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування	55
2.2. Розрахунок максимального часу нагріву адіабатичного стержня за умови його перерізання шліфувальним кругом	70
2.3. Аналітичний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування	73
2.4. Аналітичне визначення температури різання під час шліфування	80
2.5. Закономірності формування параметрів теплового процесу під час шліфування	89
2.6. Порівняння параметрів теплового процесу під час шліфування та лезової обробки	95

2.7. Спрощені підходи до аналітичного визначення температури різання	102
Висновки	110
Розділ 3. Теоретичне обґрунтування оптимальних умов шліфування за температурним критерієм	113
3.1. Аналітичне визначення умов зменшення температури різання під час переривчастого шліфування	113
3.2. Уточнений розрахунок температури різання під час переривчастого шліфування	130
3.3. Узагальнений теоретичний аналіз зміни температури різання в умовах звичайного та переривчастого шліфування	134
3.4. Визначення технологічних можливостей підвищення ефективності операцій зубошліфування зубчастих коліс за температурним критерієм	142
3.5. Методологія розроблення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій шліфування деталей машин та різальних твердосплавних інструментів на основі зниження силової та теплової напруженостей процесу різання	151
3.6. Розроблення способу глибинного шліфування циліндричної деталі кругом із синтетичного надтвердого матеріалу	157
Висновки	162
Розділ 4. Теплові та механічні процеси під час лезової обробки	165
4.1. Теоретичне визначення температури різання під час лезової обробки	165
4.2. Теоретичний аналіз основних напрямів зниження силової напруженості процесів механічної обробки	174
4.3. Уточнений розрахунок параметрів механічної обробки	187
Висновки	193
Розділ 5. Теоретичне обґрунтування умов підвищення точності механічної обробки	195
5.1. Загальний підхід до визначення закономірностей формування параметрів точності механічної обробки	195
5.2. Теоретичний аналіз пружних переміщень, виникаючих у технологічній системі	199
5.3. Визначення умов підвищення точності та продуктивності обробки в умовах різання лезовими інструментами та шліфування ...	208

5.3.1. Визначення технологічних закономірностей формування похибок обробки у процесі розсвердлювання отворів із урахуванням умов забезпечення найменшого основного часу обробки	208
5.3.2. Теоретичний аналіз закономірностей формування похибок обробки під час розточування і розсвердлювання отворів	215
5.3.3. Визначення оптимальних умов високошвидкісного розфрезерування й розточування отворів	219
5.3.4. Загальний підхід до аналізу умов підвищення точності механічної обробки отворів	224
5.3.5. Розроблення прогресивного способу розсвердлювання отвору	235
5.3.6. Теоретичне визначення умов підвищення точності та продуктивності обробки під час зубошліфування	238
5.4. Практична реалізація умов виготовлення високоточних виробів на основі застосування розроблених сучасних ефективних технологій механічної обробки	247
5.4.1. Розроблення та упровадження ефективних технологій механічної обробки деталей гідроапаратури	247
5.4.2. Розроблення й упровадження ефективної технології обробки отворів у кільцях із високотвердих магнітних сплавів ...	252
5.4.3. Розроблення й упровадження ефективної технології обробки отворів у бронзових втулках	256
5.4.4. Розроблення та упровадження високошвидкісної обробки корпусних деталей гідроапаратури	261
5.4.5. Результати експериментальних випробувань на стійкість сучасних різальних інструментів та визначення їх технологічних можливостей на діючих операціях металообробки	263
Висновки	265
Розділ 6. Механічні процеси під час алмазного шліфування та теоретичне обґрунтування умов підвищення продуктивності та якості обробки	269
6.1. Значення застосування абразивних інструментів із синтетичних надтвердих матеріалів у промисловому виробництві	269

6.2. Аналіз теоретичних підходів до математичного моделювання параметрів процесу шліфування	270
6.3. Аналіз існуючих теоретичних підходів до математичного моделювання та оптимізації параметрів алмазного шліфування	278
6.4. Аналітичне визначення параметрів алмазного шліфування на рівні мікрорізів	281
6.5. Визначення умов підвищення продуктивності обробки та зниження питомої витрати алмазу під час алмазного шліфування	289
6.6. Аналітичне описання умов стабілізації у часі різального рельєфу алмазного круга під час шліфування	294
6.7. Встановлення зв'язку параметрів різального рельєфу алмазного круга із шорсткістю та продуктивністю обробки під час шліфування ..	298
6.8. Обґрунтування технологічних можливостей зменшення шорсткості поверхні під час абразивної обробки	301
Висновки	309
Розділ 7. Технологічне забезпечення умов оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування	313
7.1. Розроблення загального теоретичного підходу до оптимального управління процесом алмазного електроерозійного шліфування	313
7.2. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування без урахування зношення зерен круга	316
7.3. Розрахунок параметрів енергетично рівноважного процесу алмазного шліфування із урахуванням зношування зерен круга	320
7.4. Визначення оптимальних умов алмазного шліфування за критеріями найменшої питомої витрати алмазу та найменшої технологічної собівартості обробки	332
7.5. Методика визначення оптимальних параметрів алмазного електроерозійного шліфування	340
7.6. Розроблення ефективного способу шліфування циліндричної деталі	349
7.7. Вибір і обґрунтування високопродуктивних кінематичних схем алмазного шліфування	351
Висновки	356
Загальні висновки	359
Список використаних джерел	363
Додатки	382

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ТЕПЛОВІ ТА МЕХАНІЧНІ ПРОЦЕСИ
МЕТАЛООБРОБНИХ ТЕХНОЛОГІЙ**

Монографія

Відповідальний за випуск **Жовтобрюх В. О.**

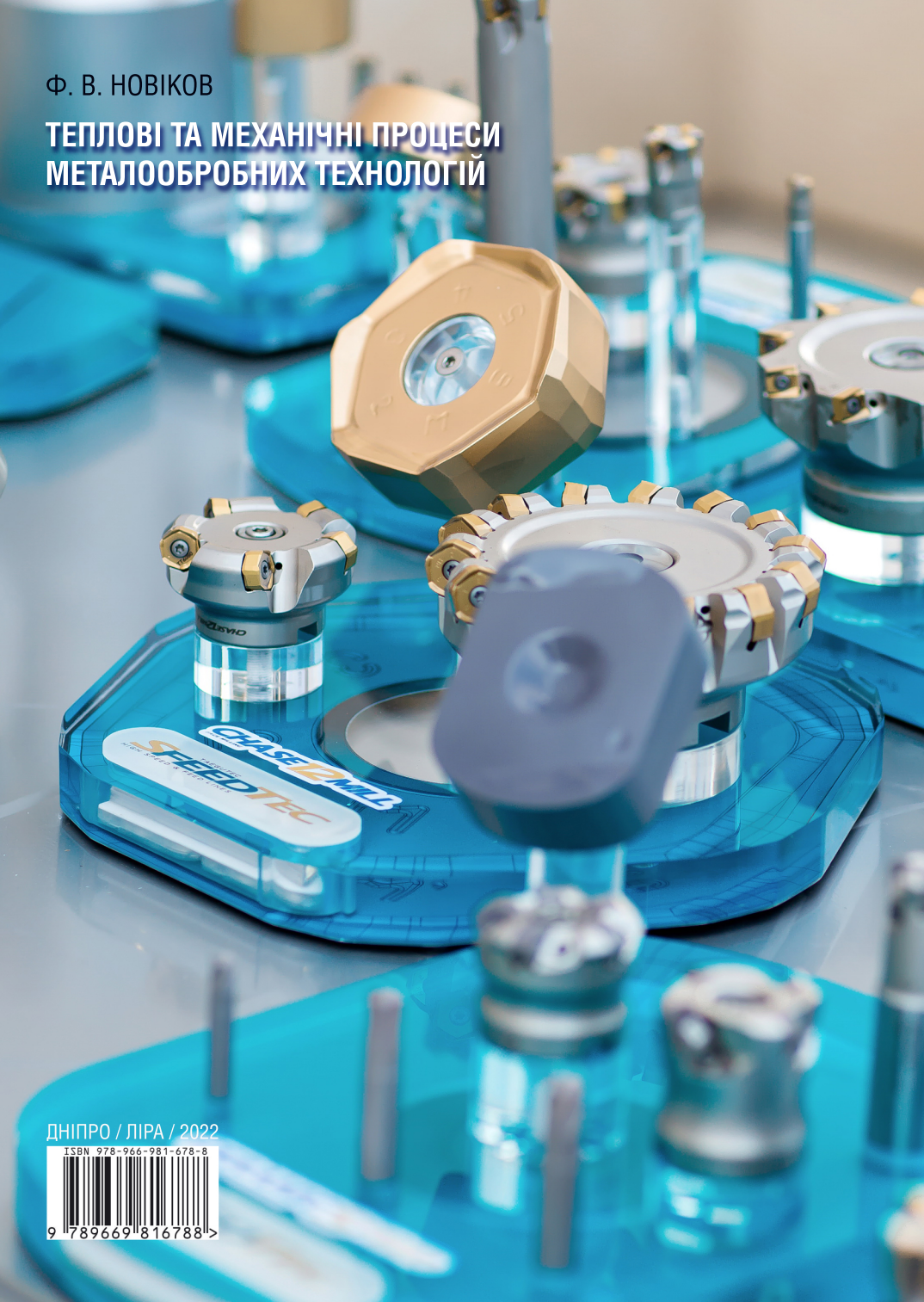
В авторській редакції

Підп. до друку 04.11.2022 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 23,95.
Наклад 300 пр. Заказ № 143.

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

ТЕПЛОВІ ТА МЕХАНІЧНІ ПРОЦЕСИ МЕТАЛОБРОБНИХ ТЕХНОЛОГІЙ



ДНІПРО / ЛІРА / 2022

ISBN 978-966-981-678-8



9 789669 816788 >