
КОНЦЕПЦІЇ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІШЕНЬ
ПРОФЕСОРА ЯКИМОВА ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА
Ф. В. НОВІКОВ
В. Б. НАДДАЧИН
Ф. В. НОВІКОВ
В. Б. НАДДАЧИН
КОНЦЕПЦІЇ РОЗВИТКУ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІШЕНЬ
професора Якимова Олександра Васильовича
ДНІПРО / ЛІРА / 2025

Ф. В. Новіков
В. Б. Наддачин

КОНЦЕПЦІЇ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІШЕНЬ ПРОФЕСОРА ЯКИМОВА ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА

Монографія

Дніпро / **ЛІРА** / 2025

УДК 621.01(02.064)
Н73

Рецензенти:

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

В. О. Жовтобрюх канд. техн. наук, директор Товариства з обмеженою відповідальністю "ВАРІТЕК" (м. Дніпро)

Авторський колектив: докт. техн. наук, професор Новіков Ф. В. – вступ, розділи 1 – 4, висновки, додатки; канд. техн. наук, доцент Наддачин В. Б. – розділи 5 і 6.

Новіков Ф. В.

Н73 Концепції розвитку технологічних рішень професора Якимова Олександра Васильовича : монографія / Ф. В. Новіков, В. Б. Наддачин. Дніпро : ЛІРА, 2025. 468 с.

ISBN 978-617-8519-60-5

Проведено аналіз технологічних рішень професора Якимова О. В. щодо процесів механічної обробки матеріалів і технології машинобудування та обґрунтовано напрями їх подальшого розвитку. Наведено спрощені аналітичний і чисельний підходи до визначення температури та інших параметрів теплового процесу під час шліфування із урахуванням теплоутворення в шарі стружок, що відокремлюються, і в поверхневому шарі оброблюваного матеріалу (в результаті його теплопровідності). Надано оптимізаційні розрахунки параметрів переривчастого шліфування, включаючи геометричні характеристики переривчастих кругів та режими різання. Наведено нові математичні моделі визначення висотних параметрів шорсткості оброблюваних поверхонь під час шліфування і абразивного полірування та обґрунтовано умови їх зменшення. Розроблено практичні рекомендації щодо підвищення якості та продуктивності фінішної механічної обробки деталей машин. Обґрунтовано важливість практичного застосування технологічних рішень професора Якимова О. В. у наукових дослідженнях, виробництві та освіті.

Рекомендовано для здобувачів вищої освіти, 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.,
Наддачин В. Б., 2025

ISBN 978-617-8519-60-5

© ЛІРА, 2025

Присвячується 100-річчю видатного вченого-технолога, доктора технічних наук, професора Якимова Олександра Васильовича

Вступ

Технологічне забезпечення високоякісного та високопродуктивного виготовлення конкурентоспроможної продукції є актуальною і важливою проблемою сучасності. Значною мірою це відноситься до виробництва машинобудівної продукції, яка є основою створення сталого високорозвиненого суспільства, підвищення життєвого рівня і добробуту людей.

Значним внеском у розвиток машинобудівного виробництва продукції є науково-технологічні практичні розробки видатного вченого-технолога, Заслуженого діяча науки і техніки України, Лауреата Державної премії України, академіка Інженерної Академії Наук України, почесного професора НТУУ "Київський політехнічний інститут", доктора технічних наук, професора Одеського національного політехнічного університету Якимова Олександра Васильовича.

У цьому 2025 році 16 березня виповнилося 100 років від дня його народження. Ім'я та авторитет Олександра Васильовича у вченому світі пов'язані з великими досягненнями в галузі машинобудування і, зокрема, з технологією машинобудування. Все своє багаторічне творче життя він присвятив розвитку машинобудування, створенню нових зразків техніки і технологій сучасного машинобудування. Ще за життя його визнано класиком технології машинобудування, а створена ним всесвітньо відома наукова технологічна школа із проблем підвищення якості поверхневого шару оброблюваних деталей технологічними методами і зараз вирішує важливі науково-практичні завдання машинобудування. Його творчу і плідну працю відзначено багатьма урядовими нагородами.

Створений професором Якимовим Олександром Васильовичем високоефективний метод переривчастого шліфування відкрив нові перспективи виготовлення сучасних високоякісних деталей машин. Заснований на управлінні тепловими і механічними процесами під час

шліфування, цей метод дозволив значно зменшити температуру і сили різання, підвищити якість і продуктивність обробки. Встановлено, що метод переривчастого шліфування реалізує подвійний ефект обробки, який не можна досягнути іншими методами абразивної обробки. Це пов'язано із одночасним забезпеченням високої ріжучої здатності переривчастого круга і періодичності процесу різання. У результаті зменшення температури шліфування відбувається як під час короткочасного контакту робочого виступу переривчастого круга з оброблюваним матеріалом, так і під час переривання процесу шліфування внаслідок охолодження оброблюваної поверхні. Висока ріжуча здатність переривчастого круга досягається завдяки можливості постійного правлення переривчастого круга в процесі шліфування, оскільки відбувається ударно-циклічний характер його взаємодії з оброблюваним матеріалом.



Професор Якимов Олександр Васильович

Метод переривчастого шліфування значно розширив наші знання із теплофізики і механіки шліфування та дозволив науково обґрунтовано на принципово новій методологічній основі підійти до розроблення прогресивних технологій шліфування і абразивної обробки. Це відноситься, по-перше, до розроблення і виготовлення нових конструкцій абразивних і алмазних переривчастих кругів. По-друге, до 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 (припікань, мікротріщин, мікровідколів тощо).

Розроблений професором Якимовим О. В. метод переривчастого шліфування став важливим досягненням у його науковій творчості та водночас важливим етапом у становленні загальних технологічних знань. Він відкрив нові обрії підкорення людиною законів теплофізики, механіки, хімії, матеріалознавства та інших наук. Метод переривчастого шліфування увійшов у світ науки, освіти, виробництва з новими технологічними можливостями високоякісного виготовлення машин і систем та отримав всесвітнє визнання. Більше 60 учнів професора Якимова О. В. захистили кандидатські та докторські дисертації, у тому числі пов'язані із створенням та розвитком прогресивного методу переривчастого шліфування. За свою багаторічну наукову діяльність професор Якимов О. В. підготував понад 400 наукових праць, включаючи підручники, монографії, наукові статті, патенти та винаходи. Його підручники із технології машинобудування стали класичними, за ними навчаються не тільки здобувачі вищої освіти, а й досвідчені фахівці та працівники машинобудівних підприємств.

Професор Якимов О. В. вніс значний вклад у створення сучасної теорії шліфування, особливо математичного обґрунтування закономірностей процесу шліфування. Він завжди стверджував, що за фізичною сутністю процес шліфування є дуже складним процесом і для його дослідження необхідно створювати і застосовувати математичні моделі, які враховують різні сторони його функціонування. Особливо це відноситься до визначення часток тепла, що утворюється у процесі шліфування та надходить до стружок і до оброблюваної деталі, оскільки до теперішнього часу відсутнє достатньо точне аналітичне вирішення цього завдання. Це пов'язано із тим, що у розрахунках не враховуються закономірності зміни температури у шарі припуску, що знімається (вони враховуються лише у поверхневому шарі оброблюваної деталі). Також теоретично не визначено глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Вважається, що шліфувальний круг у процесі шліфування контактує із абсолютно гладкою оброблюваною поверхнею (без урахування знімання матеріалу), а під час вирішення класичного рівняння теплопровідності глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі приймається нескінченною. Все це не дозволяє достатньо точно визначити параметри теплової напруженості процесу шліфування і, особливо, температуру шліфування.

Виходячи із цього, професор Якимов О. В. запропонував новий теоретичний підхід. Його сутність полягає у тому, що, представляючи припуск, що знімається, у вигляді безлічі нескінченно тонких адіабатичних стержнів, можна розглянути 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 визначити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, за якої температура приймає нульове значення. Однак це 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 даній роботі поставлено завдання подальшого розвитку цього важливого 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 зменшення температури різання й підвищення якості та продуктивності обробки.

Олександр Васильович багато років працював завідувачем кафедри "Технологія машинобудування" в Одеському політехнічному інституті. Тут він зумів найповніше розкрити себе як спеціаліста та організатора, що вміє поєднувати високі знання та багатий досвід з конкретними завданнями науки і виробництва та чуйним, доброзичливим ставленням до людей. Зумів направити свій могутній талант і накопичений за багато років роботи практичний досвід на підготовку і виховання інженерних кадрів, фахівців вищої кваліфікації та розвиток науки. Його духовна простота, прихильність та чутливість до людей у поєднанні з високий рівнем професійної підготовки, спеціальних та загальноінженерних знань, глибоким оптимізмом сприяли формуванню ділових якостей в колективі кафедри та здобули глибоку повагу серед його колег та учнів.

Олександр Васильович на кафедрі постійно проводив науково-технологічні семінари, на яких вирішувалися актуальні питання пошуку нових технологічних рішень за тематикою машинобудування із підвищення продуктивності обробки і покращення якості виготовлення деталей, розроблення нових технологій шліфування і конструкцій переривчастих кругів,

створення технологічних основ автоматизації оброблювальних верстатів в умовах гнучкого автоматизованого виробництва. В них активну участь приймали молоді фахівці, переймаючи науковий та педагогічний досвід Олександра Васильовича. Будучи завідувачем кафедри "Технологія машинобудування", він одночасно працював і деканом механіко-технологічного факультету Одеського політехнічного інституту, що дозволило покращити рівень підготовки інженерних кадрів. Для широкого обміну науковим та виробничим досвідом щорічно в Одесі та Харкові проводив науково-технічні семінари та конференції за участю вчених і спеціалістів із всієї країни, що сприяло якнайшвидшому впровадженню останніх досягнень науки і техніки у виробництво.

За своє життя Олександр Васильович отримав до 100 авторських свідоцтв на винаходи, які знайшли широке застосування на промислових підприємствах. У результаті активної багаторічної плідної наукової діяльності професора Якимова О. В. Одеський політехнічний інститут став одним із найпривабливіших центрів технологічної науки.

Олександр Васильович багато років працював головою секції технології машинобудування науково-методичної комісії з машинобудування, робототехніки і гнучких автоматизованих виробництв та вніс вагомий вклад у перебудову навчально-виховного процесу, а також у вивчення, пропаганду та поширення передового педагогічного досвіду у Вузах. Був членом комітету з присудження Державних премій України та членом експертної ради Вищої атестаційної комісії України. У 1991–1993 рр. – голова Спеціалізованої Ради з присудження вчених ступенів Вищої атестаційної комісії. У 1995–1998 рр. – голова Спеціалізованої Ради з присудження вчених ступенів у Одеському державному політехнічному університеті, а з 1998 року і до останніх днів свого життя був членом цієї Ради. Довгий час працював головою обласної науково-технічної секції "Механо-складальне виробництво" НТО Машпром та вніс значний вклад у розвиток Одеських машинобудівних підприємств.

Він мав великий дар наукового передбачення, енциклопедичні знання і досвід роботи у виробництві. До нього, як магнітом приваблювало молодих дослідників, які присвятили себе науковій діяльність. Він дуже любив студентську молодь і всіма силами намагався розвивати у студентів потяг до знань та пізнання невідомого. Це йому вдавалося, за що вони все життя дякували своєму Вчителю. І зараз, всі, хто знав

Олександра Васильовича, вшановують і пам'ятають його приємну усмішку на обличчі, доброзичливість, чуйність, підтримку всіх цікавих починань і дуже повчальні поради у наукових чи життєвих питаннях. Таким ми пам'ятаємо Якимова Олександра Васильовича – видатного вченого-технолога із багатогранними фізико-математичними та інженерними знаннями, великим науково-практичним досвідом і чудову ЛЮДИНУ.

Пройшло вже майже 10 років, як не стало Олександра Васильовича, але і сьогодні ми постійно звертаємося до його наукових праць та досягнутого практичного досвіду із розроблення і впровадження у виробничі підприємства прогресивних технологічних процесів механічної обробки. Розроблений ним ефективний технологічний процес переривчастого шліфування весь час перебуває у режимі подальшого розвитку і практичного застосування. На його основі створюються нові математичні моделі та теорії сучасних технологій машинобудування, поглиблюються наукові знання щодо фізичних закономірностей та технологічних можливостей процесів шліфування і абразивної обробки. Отже, наукова технологічна школа професора Якимова Олександра Васильовича постійно працює, займається вирішенням важливих наукових проблем із підвищення ефективності сучасного виробництва.

У роботах [68, 76 – 79, 90, 108] наведено основні дати життя та наукової, педагогічної і громадської діяльності професора Якимова Олександра Васильовича, показано науково-технічні досягнення його наукової технологічної школи.

У даній монографії проведено подальший аналіз запропонованих професором Якимовим О. В. технологічних рішень щодо управління тепловими і механічними процесами під час шліфування. Особливо, щодо подальшого розвитку теплофізичних рішень, направлених на зменшення температури в умовах звичайного і переривчастого шліфування та підвищення якості і продуктивності обробки. Значну увагу приділено створенню теоретичних основ переривчастого шліфування, оптимізації параметрів переривчастих кругів та режимів шліфування, розробленню та впровадженню у виробництво високоефективних технологічних процесів переривчастого і звичайного шліфування.

Отримані у роботі наукові рішення знайшли застосування на промислових підприємствах і в навчальному процесі Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця.

Розділ 1
Наукові передумови подальшого розвитку технологічного процесу переривчастого шліфування

1.1. Аналіз технологічних рішень професора Якимова Олександра Васильовича

Перші наукові роботи Якимова О. В. вийшли в світ під час його навчання в очній аспірантурі та виконання кандидатської дисертації на тему: "Дослідження жорсткості металорізальних верстатів типу МААГ", яку він захистив у 1956 році за спеціальністю 05–214 – двигуни літальних апаратів та їх технологія (Додаток А). Цю роботу він присвятив вирішенню важливої науково-практичної задачі підвищення вібростійкості зубошліфувальних верстатів під час шліфування для забезпечення точності обробки зубчастих коліс в залежності від жорсткості технологічної системи. Необхідність виконання цієї роботи пов'язано із низькими показниками точності обробки зубчастих коліс на зубошліфувальних верстатах типу МААГ, що мали місце у виробництві, у тому числі на машинобудівному заводі, де раніше працював Якимов О. В. Науковим керівником дисертаційної роботи був професор Подзей А. В.

Для вирішення завдань, поставлених у дисертаційній роботі, Якимов О. В. провів експериментальні дослідження сили різання і жорсткості основних елементів конструкції зубошліфувального верстата типу МААГ та на їх основі розробив методику розрахунку параметрів точності обробки. Це дозволило розрахунково-експериментальним методом виконати вибір раціональних параметрів зубошліфування за критеріями точності і максимально можливої продуктивності обробки.

Слід зазначити, що дисертаційну роботу Якимов О. В. виконав на високому науково-технічному рівні, із застосуванням диференціальних рівнянь, які описують процеси качання елементів технологічної системи та викликані ними похибки обробки. Отримані теоретичні рішення підтверджено результатами експериментальних досліджень. У роботі відображено технологічні та конструкційні питання виготовлення авіаційних двигунів, оскільки Якимов О. В. – випускник авіаційного інституту

та довгий час працював на машинобудівному заводі із виготовлення авіаційних двигунів. Це дозволило йому домогтися значних результатів з покращення експлуатаційних показників авіаційних двигунів. Отже, дисертаційна кандидатська робота Якимова О. В. є яскравим прикладом того, коли фундаментальні (конструкційні) теоретичні рішення, які є основою виготовлення таких наукомістких виробів як авіаційні двигуни, доповнено новими технологічними рішеннями за спеціальністю "Технологія машинобудування". У результаті отримані наукові результати стають більш повними і досконалими та дозволяють виявити глибинні зв'язки між досліджуваними параметрами технологічних процесів.

У подальших дослідженнях і опублікованих наукових працях Якимов О. В. розширив тематику зубошліфування новими теоретичними і практичними підходами з погляду технологічного забезпечення високоякісної обробки зубчастих коліс через управління тепловою напруженістю процесу шліфування та зменшення температури шліфування. Це пов'язано з тим, що проблема зменшення теплової напруженості процесу механічної обробки є надзвичайно важливою і актуальною для технології машинобудування та забезпечення бездефектної обробки деталей, підвищення їх якості та експлуатаційних властивостей. Особливо це відноситься до методу шліфування, який є основним методом фінішної обробки деталей машин. Завдяки шліфуванню можна отримати високу точність обробки, однак при цьому виникають значні температури різання, які приводять до зниження якості і продуктивності.

В теорії та практиці машинобудування проблемі зменшення температури різання під час механічної обробки постійно приділяють значну увагу. Їй присвячено численні монографії та публікації у науково-технічній літературі [43, 84, 94, 100]. Розроблено теорію теплофізики процесів механічної обробки [20, 74, 80, 86, 93, 113, 117], що дозволяє математично описати теплові поля, які виникають під час різання в інструменті та оброблюваній деталі, розрахувати оптимальні режими різання та конструктивні параметри інструментів з урахуванням обмеження за температурним критерієм. Науково обґрунтовано фізичні умови зменшення температури поверхневого шару оброблюваної деталі, особливо на фінішних операціях шліфування. Вони полягають, по-перше, у виборі ефективних складів застосовуваних мастильно-охолоджувальних рідин (МОР) [73, 125, 127].



Якимов Олександр Васильович у роки війни



Аспірант Якимов Олександр Васильович
із молодшим братом (студентом, а потім професором)
Володимиром Васильовичем (1953 р.)



Якимов Олександр Васильович із дружиною Раїсою Василівною

По-друге, у зменшенні інтенсивності тертя під час обробки завдяки реалізації різних фізичних ефектів: введення в зону різання твердих змащувань та імпрегнації (спеціальної термічної обробки) шліфувальних кругів [93], застосування вібраційного та ультразвукового різання [24, 71], алмазного шліфування [2, 25, 34, 81, 87, 105, 106], комбінованих процесів алмазного шліфування кругами на металевих зв'язках з введенням у зону різання або автономно до кругу додаткової електричної енергії (електрохімічне та електроерозійне алмазне шліфування) тощо [1, 4, 17, 26, 42, 51, 101]. Важливого значення набули високопористі шліфувальні круги [49, 89].

Значні технологічні можливості з погляду зменшення інтенсивності тертя шліфувального круга з оброблюваним матеріалом і, відповідно, зменшення теплової напруженості процесу шліфування зосереджено у розробленому Якимовим О. В. методі переривчастого шліфування [113]. Ще в 50-ті роки 20 століття, працюючи на машинобудівному заводі, він у виробничих умовах побачив, що досягти зменшення температури різання на фінішних операціях шліфування і забезпечити необхідну якість обробки можна, в основному, зменшенням продуктивності обробки. Але це приводило до значних втрат часу і не завжди було економічно доцільно. Тому у подальших своїх наукових дослідженнях Олександр Васильович зосередив увагу на встановленні умов суттєвого зменшення температури шліфування і підвищення якості оброблюваних поверхонь деталей машин без зменшення продуктивності обробки. Особливо, це відноситься до відповідальних операцій зібошліфування, які характеризуються високою теплонапруженістю та утворенням температурних дефектів на оброблюваних поверхнях зубчастих коліс.

У результаті проведення експериментальних досліджень він встановив, що на початку шліфування оброблюваної деталі (в момент врізання шліфувального круга в оброблюваний матеріал) температура різання не миттєво досягає максимального значення, а лише через деякий проміжок часу, який визначає час теплового насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу. Виходячи з цього, він зробив висновок, що за умови переривання процесу шліфування до моменту досягнення теплового насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу можна значно зменшити температуру різання. Запропонував процес шліфування здійснювати переривчастим кругом – із періодично

розташованими (чередуючими) робочими виступами і вирізами на робочій поверхні шліфувального круга, оскільки застосування такого круга призводить до періодичної (імпульсної) дії на оброблювану деталь. Це виключає теплове насичення поверхневого шару оброблюваної деталі, зменшує температуру його нагрівання та забезпечує високоякісну обробку (виключає утворення припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів обробки, властивих процесу шліфування). За суттю, Олександр Васильович вперше експериментально обґрунтував доцільність застосування переривчастого шліфування.

Із осцилограми (рис. 1.1 [94]), отриманої в умовах переривчастого шліфування, видно, що під час проходження робочого виступу круга над термопарою відбувається сплеск температури, а під час проходження вирізу круга – її експоненціальне зменшення. За період проходження вирізу круга температура зменшується приблизно на 50 – 60 % у порівнянні з температурним імпульсом від робочого виступу переривчастого круга.

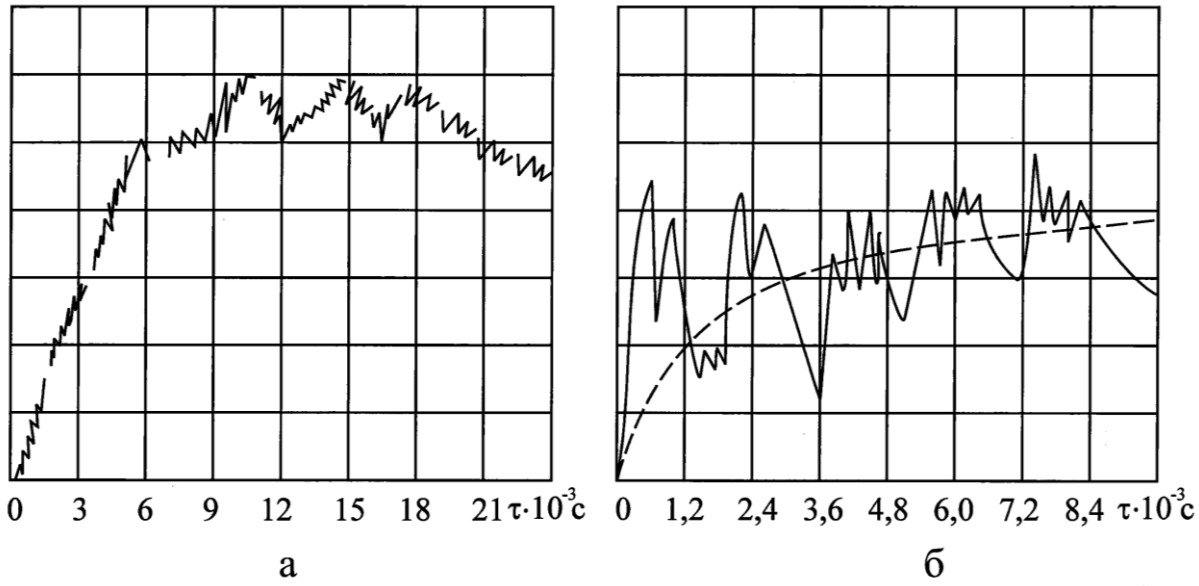


Рисунок 1.1 – Осциллограми зміни температури на площині зрізу під час звичайного (а) і переривчастого (б) шліфування ($l_1 = 30$ мм; $l_2 = 22{,}4$ мм): $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 5$ м/хв; $t = 0{,}15$ мм

На рис. 1.2 [115] показано теоретично встановлений характер зміни температури різання із часом шліфування переривчастим і суцільним кругами. Як видно, в умовах шліфування суцільним кругом температура шліфування безперервно збільшується в часі до досягнення теплового

насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу, а в умовах шліфування переривчастим кругом періодично змінюється, не досягаючи теплового насичення оброблюваного матеріалу, тобто фактично стабілізується в часі. Отже, в умовах шліфування переривчастим кругом температура шліфування менше, ніж в умовах шліфування суцільним кругом, що вказує на ефективність застосування прогресивного методу переривчастого шліфування.

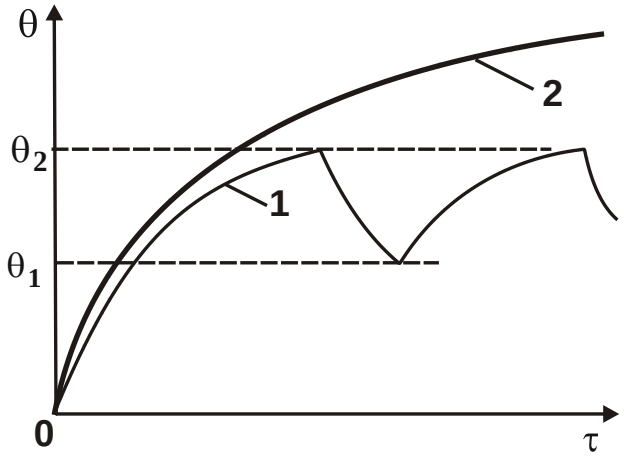


Рисунок 1.2 – Залежність температури різання від часу обробки в умовах шліфування переривчастим (1) і суцільним (2) кругами

Численними теоретичними та експериментальними дослідженнями, а також досвідом промислового впровадження [20, 28, 70, 72, 78, 88, 99, 109 – 111] доведено, що застосування переривчастих кругів є важливим резервом підвищення якості та продуктивності обробки. При цьому, як встановлено в роботах [9, 36, 112, 143, 144], у процесі переривчастого шліфування в технологічній системі збуджуються високочастотні вимушені коливання, які покращують умови самозагострювання круга та забезпечують його високу ріжучу здатність, завдяки здійсненню, за сутністю, процесу правлення переривчастого круга. Це приводить до зменшення сили різання і енергомісткості обробки та створює додатковий ефект зменшення температури шліфування (рис. 1.3).

Як випливає з рис. 1.3, ріжуча здатність переривчастих кругів після їх правлення в процесі шліфування приблизно на 20 – 25 % вище звичайних шліфувальних кругів. У міру засалювання робочої поверхні звичайного шліфувального круга спостерігається різке зменшення питомого знімання металу. При цьому ріжуча здатність переривчастого

круга, залишаючись незмінною, у порівнянні із звичайним кругом зростає приблизно в 2,2 – 2,5 разів.

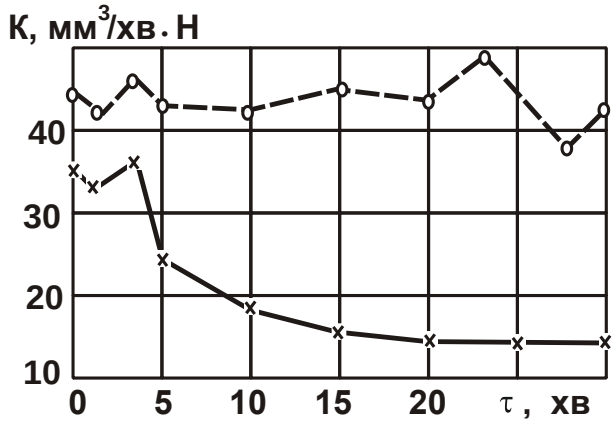


Рисунок 1.3 – Залежність питомого знімання металу К від часу шліфування деталей із сталі Х12М: круг Е9А25СМ2К; $V_{кр} = 25$ м/с; $V = 10$ м/хв, контурна лінія – суцільний круг; штрихова лінія – переривчастий круг

Отже, ефективність методу переривчастого шліфування полягає у можливості зменшення температури шліфування завдяки зменшенню часу контакту шліфувального круга із оброблювальним матеріалом у результаті періодичного переривання процесу шліфування. Це досягається, як зазначено раніше, застосуванням переривчастих шліфувальних кругів, робоча поверхня яких складається із періодично розташованих на ній робочих виступів і вирізів. У цьому разі за час переміщення переривчастим шліфувальним кругом на довжину зони різання відбувається декілька контактів робочих виступів круга із оброблювальним матеріалом, що й призводить до зменшення температури шліфування. При цьому час контакту кожного робочого виступу із оброблювальним матеріалом повинен бути менше часу проходження суцільним шліфувальним кругом зони різання, що визначає температуру сталого процесу шліфування.

Призначення періодично розташованих вирізів на робочій поверхні переривчастого круга полягає у забезпеченні періодичного переривання процесу шліфування та короткочасного охолодження оброблюваного матеріалу із метою зменшення температури шліфування до початкового значення, тобто до температури шліфування, яка мала місце до моменту контакту робочого виступу круга із оброблюваним

матеріалом. Оптимальним (найбільш бажаним) слід вважати варіант зменшення аж до нуля температури шліфування за час проходження зони різання западиною переривчастого круга. Тоді мали б місце лише окремі сплески температури шліфування однакової величини (рис. 1.4), що дозволило б значно зменшити температуру шліфування у порівнянні із процесом шліфування суцільним кругом.

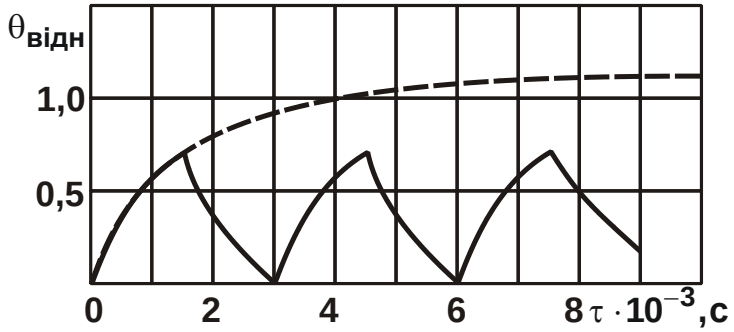


Рисунок 1.4 – Розрахункові значення відносних температур різання $\theta_{\text{відн}}$ під час шліфування суцільним (контурна лінія) та переривчастим (суцільна лінія) кругами

Однак, як показали експериментальні дослідження, виконати цю умову дуже складно (фактично неможливо), оскільки неможливо повністю охолодити оброблюваного матеріалу під час проходження вирізу круга над зоною різання після кожного контакту робочого виступу із оброблюваним матеріалом.

Слід зазначити, що переривчастий круг відрізняється від суцільного круг не тільки наявністю періодично розташованих робочих виступів і вирізів на робочій поверхні круга, але і тим, що в процесі шліфування на робочих виступах переривчастого круга формується "кут атаки до площини різання α'", рис. 1.5 [113]. Як встановлено експериментально, навіть частково самооформлений профіль ріжучого виступу переривчастого круга суттєво змінює процес зняття оброблюваного матеріалу під час шліфування. Особливо це має місце після того, як на робочому виступі круга сформувався сталий "кут атаки до площини різання α'". Це відбувається в результаті ударно-циклічної взаємодії ріжучих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, внаслідок чого ріжучі зерна, які прилягають до передньої частини ріжучого виступу викришуються із зв'язки круга. В цих умовах процес переривчастого шліфування значно відрізняється від звичайно-

го шліфування. Ударно-циклічний характер взаємодії ріжучих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом приводить, за суттю, до правлення круга в процесі шліфування і забезпечує його високу ріжучу здатність. Ріжучі зерна, які переміщаються за різними траєкторіями, знімають припуск окремим тонкими шарами (рис. 1.5).

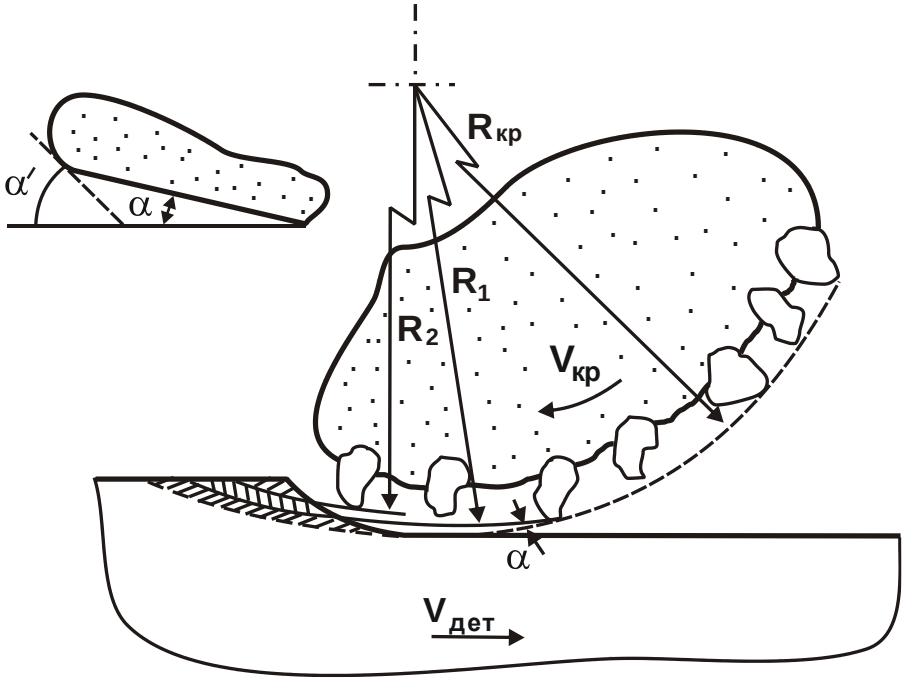


Рисунок 1.5 – Схема роботи абразивних зерен
під час переривчастого шліфування

Отже, ефект від застосування переривчастого шліфування досягається, по-перше, завдяки забезпеченню періодичного короткочасного контактування переривчастого шліфувального круга із оброблюваною деталлю та зменшення температури шліфування в момент переривання процесу шліфування. По-друге, завдяки ударно-циклічному характеру взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю, що приводить до постійного відновлення ріжучого рельєфу круга, підтримання в процесі шліфування його високої ріжучої здатності і додаткового зменшення температури шліфування. Тому в умовах переривчастого шліфування зменшення температури шліфування відбувається у двох напрямах, пов'язаних із переривчастим характером взаємодії круга з оброблюваною деталлю і можливістю підтримання в процесі шліфування високої ріжучої здатності переривчастого круга. Такий подвійний фізичний ефект обробки, досягнутий під час переривчастого шліфуван-

ня, в умовах шліфування абразивним кругом із суцільною робочою поверхнею не відбувається. Виходячи із цього, під час переривчастого шліфування отримали застосування абразивні круги підвищеної твердості, які в звичайних умовах шліфування швидко засалюються і втрачають працездатність. Це дозволяє підвищити якість і продуктивність обробки та зносостійкість кругів за умови зменшення температури і сили різання.

Подвійний фізичний ефект обробки, досягнутий під час переривчастого шліфування, став важливим етапом у розвитку процесів шліфування та фінішної абразивної обробки матеріалів. Технологічний процес переривчастого шліфування було широко із високою ефективністю впроваджено у виробництво. На його основі Якимов О. В. у 1970 році захистив докторську дисертацію на тему "Технологічні основи процесу шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею" за спеціальністю 05–214 – двигуни літальних апаратів та їх технологія (Додаток Б). Науковим консультантом був відомий вчений професор, докт. техн. наук Подзей А. В., а офіційними опонентами видатні вчені-технологи, доктори технічних наук: академік Ящерицин П. І., професори Маталін А. О. і Корсаков В. С.

Якимов О. В. у своїх спогадах, надрукованих у роботі [108], був дуже вдячний професору Подзею А. В. за надану допомогу під час підготовки докторської дисертації. Після першого ознайомлення з роботою професор Подзей А. В. звернув увагу на розділ, присвячений переривчастому шліфуванню, і порадив Якимову О. В. його розширити, оскільки цей метод шліфування був принципово новим і перспективним, але мало вивченим. Більше того, він запропонував переривчастому шліфуванню присвятити всю дисертаційну роботу. Вважав, що в цьому разі робота була б більш оригінальною та вагомою.

Якимов О. В. прийняв рекомендації свого наукового консультанта і за два роки підготував новий варіант роботи. Професору Подзею А. В. сподобався цей варіант роботи і він порадив Якимову О. В. доповісти її в наукових школах, очолюваних відомими вченими-технологами, і отримати від них корисні рекомендації щодо удосконалення роботи. У результаті в роботі було враховано зауваження та побажання відомих вчених-технологів і вона була успішно захищена та затверджена ВАКом, що є яскравим прикладом якісної підготовки докторської дисертації до захисту.







Якимова Олександра Васильовича поздоровляють колеги та його учні із успішним захистом докторської дисертації







У дисертаційній роботі Якимов О. В. вдало науково обґрунтував основні переваги переривчастого шліфування, які полягають у підвищенні якості та продуктивності обробки. Для цього він застосував фундаментальні закони механіки, теплофізики, математики, матеріалознавства, хімії та інших наук, якими він гарно володів. Отримані ним результати досліджень кардинально змінили наші уявлення щодо технологічних можливостей обробки деталей машин на основі застосування надзвичайно прогресивного методу переривчастого шліфування.

Особливу увагу в дисертаційній роботі приділено теоретичним та експериментальним дослідженням теплових процесів під час переривчастого шліфування. Використовуючи відомий метод джерел, Якимов О. В. встановив аналітичні залежності для визначення температури та інших параметрів теплових процесів. На цій основі виконав розрахунки геометричних параметрів переривчастих кругів (кількість робочих виступів та вирізів, їх довжин тощо). Показав важливе значення утворення фронтальної зони на робочій поверхні переривчастого круга у забезпеченні високих показників якості та продуктивності обробки. Експериментально підтвердив достовірність отриманих теоретичних рішень під час переривчастого шліфування різних за характеристиками оброблюваних сталей і твердих сплавів із застосуванням абразивних і алмазних переривчастих кругів. Розробив практичні рекомендації із створення і ефективного застосування переривчастих кругів та їх впровадження на машинобудівних підприємствах. Слід зазначити, що дисертаційну роботу написано яскравою та лаконічною науково-технічною мовою, вона є взірцем для учнів та послідовників Якимова О. В.

Цією роботою Якимов О. В. підвів підсумки своїх багаторічних досліджень перспективного методу переривчастого шліфування та підійшов до створення наукової технологічної школи із проблем підвищення якості поверхневого шару оброблюваних деталей технологічними методами. Особливістю цієї наукової школи слід вважати те, що до її складу ввійшли фахівці із різних спеціальностей: технології машинобудування, фізики, автоматики і телемеханіки, математики, матеріалознавства і термічної обробки. Всі вони разом з науковим керівником, Якимовим Олександром Васильовичем, займалися важливою справою – розробленням та впровадженням у виробництво прогресивних технологій переривчастого шліфування та підготовкою кандидатських дисертацій.

У результаті за період із 1971 до 1974 рр. захистили кандидатські дисертації аспіранти Якимова О. В.: Кигель І. Г., Амбарян Р. С., Кудашкин В. Н., Костін Н. В., Зуєв В. М., Ярмонов М. А., а в 1977 році – Грисенко Є. В.

У 1972 році Якимов О. В. присвоєно вчене звання професора.

Із 1974 р. професор Якимов О. В. почав працювати завідувачем кафедри "Технологія машинобудування" в Одеському політехнічному інституті. Разом із прибуттям професора Якимова О. В. до Одеси, прибула і його наукова технологічна школа із великими об'ємами госпдоговірної тематики, новими теоретичними і практичними розробками в галузі технології машинобудування, процесів переривчастого шліфування, абразивної та алмазно-абразивної обробки. Наукова школа в цей час отримала подальший розвиток. До неї ввійшов новий загін аспірантів Одеського політехнічного інституту, які своїми роботами розширили технологічні можливості процесів переривчастого шліфування та, взагалі, технологічних процесів сучасного машинобудування.

Починаючи з 1975 р., у Вченій раді із захисту кандидатських дисертацій за спеціальністю "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту захистили кандидатські роботи аспіранти Якимова О. В.: Кушков В. В., Євсін Є. А., Мубаракшин Р. М., Чистяков М. В., Политов М. Ф., Маленьких С. М., Стефаненков П. М., Бахвалов В. О., Ложкина Л. А., Паршаков О. М., Донсков А. С., Свірщев В. І., Ларшин В. П., Бирюков П. К., Коротков В. С., Мокроносов Л. А., Сиротін В. П., Борисов В. А., Наумов А. К., Шамлієв В. К., Спирин В. О., Шарков В. О., Сазонов І. П., Ковальчук Є. М., Буюклі І. М., Мещанинець А. А., Ткаченко Б. О., Ніца А. М.

Всього за свою наукову діяльність професор Якимов О. В. підготував 55 кандидатів і 5 докторів технічних наук (Ларшин В. П., Новіков Ф. В., Лінчевський П. А., Марчук В. І., Новосьолов Ю. К.).

Основні напрями наукової діяльності професора Якимова О. В.: технологія машинобудування, метод переривчастого шліфування, оптимізація процесу шліфування, теплофізика механічної обробки деталей машин, технологія алмазно-абразивної обробки. Працюючи в Одеському політехнічному інституті, він підготував фундаментальні монографій і численні наукові статті щодо ефективного застосування та подальшого розвитку високоефективного методу переривчастого шліфування.



Співробітники кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту та учні професора Якимова О. В. поздоровляють його із 55-річчям (1980 р.)



Ларшин В. П.



Новіков Ф. В.



Лінчевський П. А.



Марчук В. І.



Новосьолов Ю. К.







Якимов Олександр Васильович під час роботи на кафедрі "Технологія машинобудування" в Одеському політехнічному інституті



Учасники науково-технічного семінару, який проведено в Одеському політехнічному інституті під керівництвом О. В. Якимова (1980 р.)



Професор Якимов О. В. і професор Коганов І. А. із співробітниками кафедри "Технологія машинобудування"
Одеського політехнічного інституту



На науковому семінарі Якимов Олександр Васильович
і рядом його учень Кигель Ісаак Гершевич (за переднім столом)



На екскурсії із відомими вченими-технологами (1980 р.)
Другий ліворуч – професор Рижов Е. В.,
крайній праворуч – професор Якимов О. В.



На екскурсії із відомими вченими-технологами (1980 р.).
Верхній ряд (ліворуч) професор Сагарда А. О. Сидять: другий ліворуч професор Маталін А. О., крайній праворуч – професор Якимов О. В.



Якимов О. В. у мікроскопа



Якимов О. В. з колегами з Харківського політехнічного інституту:
Тимофеєв Ю. В. (другий ліворуч), Гришко Я. А. (крайній праворуч)



Професор Якимов О. В. проводить науково-технічний семінар
в Одеському політехнічному інституті.
Виступає професор Новоселов Ю. К.
У президії Мишнаєвський Л. Л.



Якимов Олександр Васильович з дружиною Раїсою Василівною поздоровляють Маталіна Андрія Олександровича із 60-річчям (1974 р.)



Якимов О. В. серед учасників Міжнародного науково-технічного семінару "Надтверді матеріали" (17 – 21 червня 1981 р., Київ).

Під науковим керівництвом професора Якимова О. В. було створено десятки конструкцій переривчастих шліфувальних кругів, захищених авторськими посвідченнями і патентами, розроблено численні нові способи шліфування і керування цим процесом. За успішне впровадження переривчастих алмазних кругів на багаточисленних літако-, моторо- і верстатобудівельних заводах йому присвоєно почесні звання Заслуженого діяча науки і техніки України (1982 рік) і Лауреата Державної премії України (1986 рік).

Професор Якимов О. В. користувався великим авторитетом серед фахівців, а особливо серед здобувачів наукових ступенів кандидата і доктора технічних наук. Вони буквально кожен день із різних куточків країни приїздили до нього за порадами та з проханням підтримати свої дисертаційні роботи під час захисту. І він їм допомагав, підказував, як можна покращити роботу та знайти в ній "ізюмінку" (любимий вислів Олександра Васильовича). У багатьох з них, а це більше 60 здобувачів, він був офіційним опонентом під час захисту робіт. Серед цих робіт можна назвати кандидатські дисертації Гоніна М. Г., Кошина А. О., Перерозіна М. А., Зубарєва Ю. М., Соболєвої Н. В., Туромша В. І., Семенова С. В., Чухно С. І., Мокроносова Є. Д., Новікова Ф. В., Талькопа А. І., Пилипенко О. М., Жук М. М., Сопина П. К., Зеленого А. М., Кленова О. С., Ковальчука О. М. та ін.; докторські дисертації Воронцова Л. М., Саютіна Г. І., Филіна О. М., Узуняна М. Д. Лебедєва В. Г., Коломійця В. В., Сторчака М. Г., Беззубенко М. К., Гурея І. В. та ін.

Колектив кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту під керівництвом професора Якимова О. В. кожен рік в Одесі на початку вересня проводили науково-технічні семінари за тематикою технології машинобудування і прогресивних методів обробки матеріалів. Семінари були дуже популярні, в них приймало участь багато фахівців із навчальних інститутів, наукових установ та промислових підприємств. Буквально з нетерпінням всі чекали виступу професора Якимова О. В., який традиційно підводив підсумки наукової роботи на кафедрі та аналізував найбільш перспективні результати досліджень. Виступи були цікаві. Олександр Васильович міг дуже глибоко, професіонально і емоційне пояснити суть отриманих результатів. Особливо, що відносилося до якості механічної обробки, де потрібно було об'єднати складні питання виникнення припікань, мікротріщин та інших дефектів на оброблених поверхнях виробів із різних матеріалів. Він вміло, лаконічно і обґрунтовано розкривав суть питань з позицій матеріалознавства, теплофізики, механіки, математики, хімії і технології машинобудування. Це була чудова школа навчання технологіям не тільки для аспірантів, а й для досвідчених науковців. Він своїми виступами показував, що створення нових технологій вимагає глибоких інженерних і спеціальних знань. Тому до нього як магнітом тягнуло творчих людей. Зустріч і спілкування ним – це був подарунок життя!

1.2. Теплофізичні рішення, отримані професором Якимовим О. В.

У 1975 році вийшла в світ монографія Якимова О. В. "Оптимізація процесу шліфування" [113], в якій обґрунтовано основні напрями розвитку процесу шліфування та наведено результати створення ефективних технологічних процесів шліфування і фінішної абразивної обробки. Значну увагу приділено обґрунтуванню оптимальних умов практичного застосування переривчастого шліфування. Наведено теоретичні рішення та експериментальні дані щодо визначення температури шліфування під час переривчастого шліфування. Показано, що традиційно для визначення температури шліфування використовують диференціальне рівняння теплопровідності матеріалу [113] (рис. 1.6):

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

де $a = \lambda / c\cdot\rho$ − коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м^2/с;

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

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

ρ − щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3;

τ − час обробки, с;

x, y, z − координати.

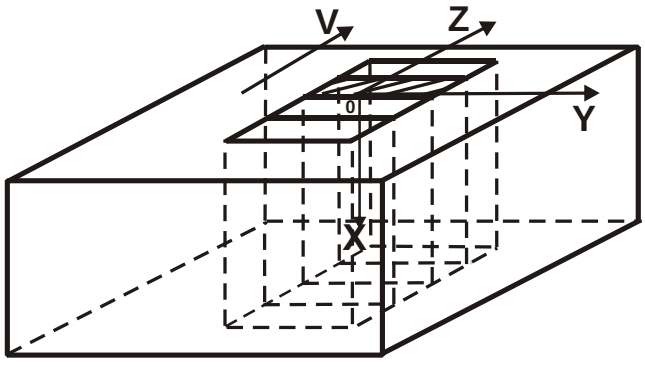


Рисунок 1.6 – Розрахункова схема температури шліфування

У численних роботах [20, 43, 80, 84 – 86, 88, 93, 100, 102, 109] наведено аналітичні рішення цього диференціального рівняння теплопровідності матеріалів щодо процесів лезової обробки і шліфування.

Однак вони достатньо складні. У зв'язку із цим, професор Якимов О. В. [113, 114] запропонував спростити розрахункову схему визначення температури шліфування під час плоского шліфування (рис. 1.7). 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 із швидкістю $V_{кр}$, а оброблювана деталь переміщається у горизонтальному напрямі із швидкістю $V_{дет}$. Тепло, що утворюється у процесі шліфування, поширюється лише вздовж адіабатичного стержня, тобто у напряму осі координат x, оскільки стінки адіабатичних стержнів ізольовані й теплообмін між ними не відбувається.

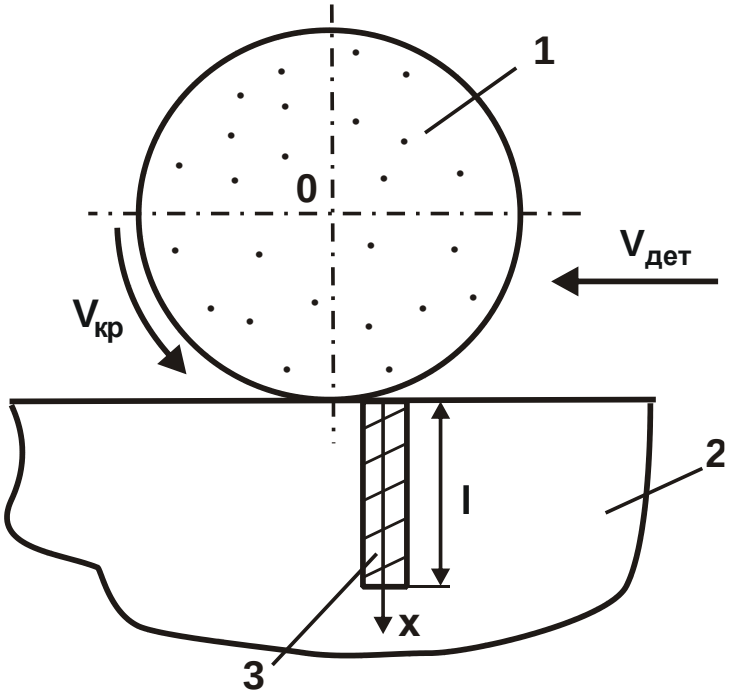


Рисунок 1.7 – Розрахункова схема температури плоского шліфування:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – адіабатичний стержень

Виходячи із цього, диференційне рівняння теплопровідності (1.1) для несталого у часі теплового процесу спрощується та в одновимірній системі координат набуває вигляду:

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

На основі застосування цього диференційного рівняння у роботі [113] виконано розрахунок температури шліфування суцільним кругом за наступними початковими і крайовими умовами:

$$\theta(x,\tau)\big|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x,\tau)\big|_{x=0} = \theta; \quad \left.\frac{\partial\theta(x,\tau)}{\partial x}\right|_{x=0} = 0, \tag{1.3}$$

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

θ − температура зони контакту, К;

τ − час дії теплового джерела на торці виділеного елементарного адіабатичного стержня, с.

Підпорядковуючи рішення диференційного рівняння теплопровідності (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 $\tau = 2h/V_{дет}$ і щільності теплового потоку q:

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

де $2h$ − ширина джерела теплоти, м.

Із залежності (1.4) випливає, що максимальна температура шліфування досягає максимального значення на торці виділеного елементарного адіабатичного стержня, тобто у точці контакту адіабатичного стержня із шліфувальним кругом, і визначається залежністю:

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

Згідно залежності (1.5), зменшити температуру шліфування можна завдяки зменшенню 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 шліфуван-

ня θ зменшується, проте ніколи не досягає нульового значення, оскільки змінюється за експонентним законом. Однак це є недоліком отриманого теоретичного рішення, оскільки за цим законом неможливо однозначно визначити глибину проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі. Тому дану величину можна встановити лише із наперед заданим ступенем точності за умови, що температура при цьому дорівнює, наприклад, 5 ^{o}C тощо, а це приводить до довільного неоднозначного значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, яка може змінюватися у широких межах. Таке рішення позбавляє переваг аналітичного підходу до визначення температури шліфування та вимагає проведення подальших досліджень із встановлення кінцевого цілком однозначного значення глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі.

Такі самі недоліки є і в інших відомих в науково-технічній літературі аналогічних теоретичних рішеннях, отриманих на основі вирішення диференційного рівняння теплопровідності (1.1), оскільки під час шліфування, особливо різання лезовими інструментами, відбувається короткочасний контакт інструмента з фіксованим поперечним перерізом оброблюваного матеріалу в межах зони різання. Це приводить до незначної глибини проникнення теплоти (що виділяється в процесі різання) в поверхневий шар оброблюваної деталі, тоді як відомі теоретичні рішення засновані на існуванні безмежної глибини впровадження теплоти в оброблювану деталь. У цьому й полягає невідповідність прийнятих математичних моделей розрахунку температури шліфування реальним умовам функціонування процесу шліфування, хоча автори отриманих теоретичних рішень і вказують на незначну розбіжність теоретичних і експериментально встановлених значень температури шліфування.

Із цим можна погодитися з погляду визначення температури в зоні шліфування, тобто визначення максимальної температури шліфування. Однак з цих позицій неможливо встановити фактичну максимальну глибину проникнення теплоти в поверхневий шар оброблюваної деталі, що визначає товщину термічно порушеного шару матеріалу. Для цього потрібні нові спрощені математичні моделі теплового процесу шліфування, які б не приводили до безмежної глибини впровадження теплоти в оброблювану деталь, а визначали її конкретне кінцеве

значення. Це дозволило б виключити із розрахунків тепло, що надходить на нагрівання оброблюваної деталі на безмежну глибину, та визначити реальну товщину термічно порушеного поверхневого шару матеріалу, яка є основою встановлення фактичної товщини дефектного шару обробленого матеріалу.

Слід зазначити, що прийнятий теоретичний підхід обов'язково призводить до зменшення максимальної температури різання (можливо, незначної), оскільки зменшується кількість тепла, яке концентрується у обмеженій товщині поверхневого шару обробленої деталі. Крім того, в розрахунках не враховується кількість тепла, яке надходить до стружок, що утворюються в процесі шліфування. Це також знижує точність визначення максимальної температури різання.

Незважаючи на ці зауваження, проведені професором Якимовим О. В. експериментальні дослідження підтвердили достовірність наведеної залежності (1.5) для визначення максимальної температури шліфування. Відмінність теоретичних значень із експериментальними значеннями знаходиться у межах 2 %. Експериментальні дослідження професор Якимов О. В. здійснював на оригінальній установці, що моделює процес шліфування [113].

За модель було прийнято оброблюваний зразок розмірами 40×100×700 мм із сталі 12Х2Н4А. Вздовж верхньої грані зразка за допомогою спеціального гвинта ходу переміщалася вугільна пластина, що моделює схему контакту абразивного круга із оброблюваною деталлю. До зразка у середньому перерізі були приварені хромель-капелеві термопари на різних відстанях від поверхні з координатами за глибинами 0, 10, 20, 30, 40, 50 мм. Зона контакту між вугільною пластиною та зразком нагрівалася електричним струмом, який пропускався через контакт від спеціального трансформатора. Потужність джерела і його переміщення вибиралися такими, щоб температурне полі було доступним для дослідження, а зразок можна було розглядати як напівнескінченне тіло, тобто щоб протилежна джерелу грань не нагрівалася. Експериментально встановлено, що температурне поле гасло вже на глибині 50 мм за всіма досліджуваними режимами. Запис спостережень виконувався електронним потенціометром ЕПП-09 одночасно у трьох точках з інтервалом часу між сусідніми точками 0,75 с. Встановлено, що збільшення швидкості за інших рівних умов призводить до

загального зменшення температури на всіх глибинах і зміни характеру температурного поля (рис. 1.8). Зі збільшенням швидкості максимальна температура поверхні все більше зміщується до задньої кромки джерела.

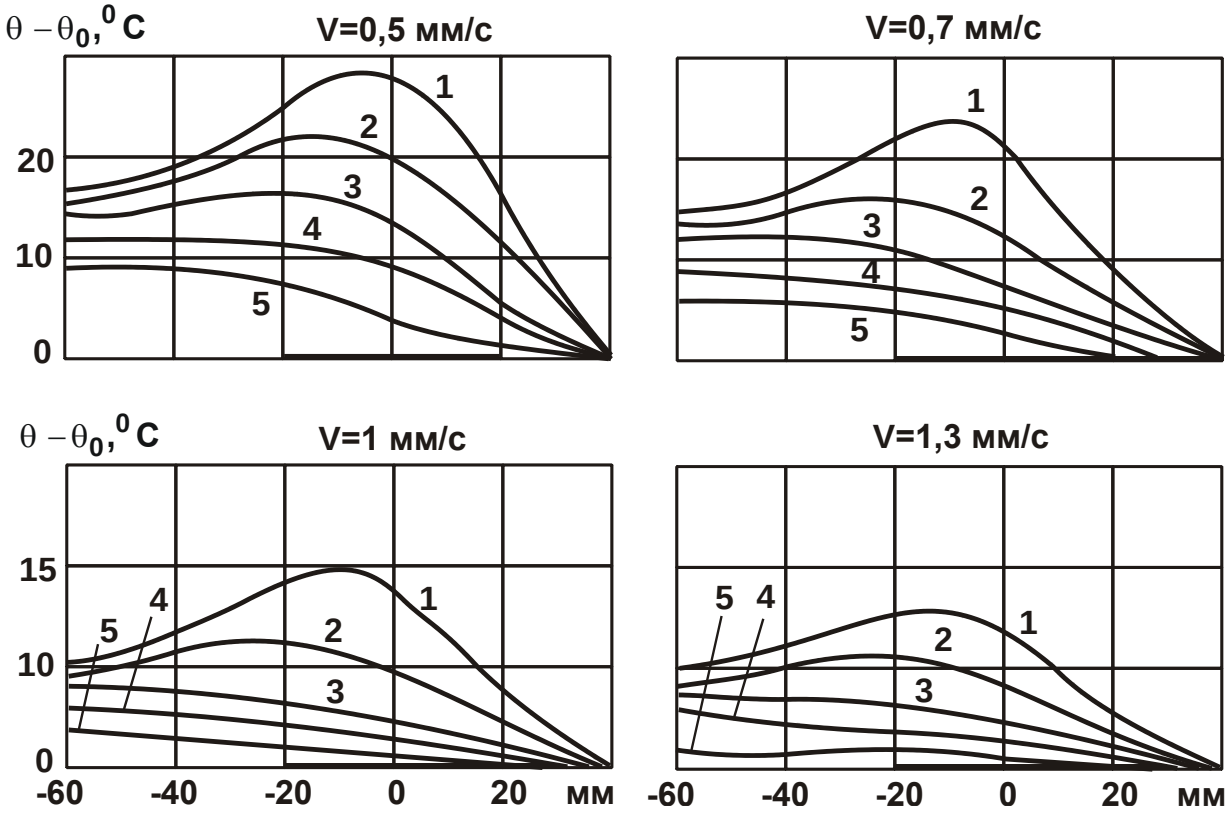


Рисунок 1.8 – Вплив швидкості переміщення джерела на температурне поле за різних глибин:
1 – 0; 2 – 10 мм; 3 – 20 мм; 4 – 30 мм; 5 – 40 мм [113]

За даною методикою експериментальних досліджень температури не розглядалося формування тепла в стружках, які утворюються під час шліфування. Тому, виходячи із отриманого професором Якимовим О. В. рішення, важливо оцінити можливість застосування залежності (1.5) для визначення максимальної температури шліфування в реальних умовах шліфування. Для цього залежність (1.5) слід розглядати у вигляді

$$\theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}}} = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}}, \qquad (1.6)$$

де $\tau = 2h / V_{дет}$ – час дії теплового джерела на адіабатичний стержень, с.

Для експериментального оцінювання достовірності залежності (1.5) в реальних умовах шліфування було прийнято умови плоского шліфування сплаву ЖС6К ($a = \lambda/(c \cdot \rho) = 3{,}73 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $c \cdot \rho = 4{,}46 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град); $\lambda = 16{,}6$ Дж/(м·с·град)) із режимом різання: $V_{дет} = 0{,}1$ м/с; $t = 0{,}02$ мм; $R_{кр} = 0{,}1$ м, які наведено у відомій фундаментальній роботі академіка Ящерицина П. І. [117]. Експериментально встановлені значення температури шліфування за цих умов наведено на рис. 1.9 [117].

Час контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю у цьому разі визначається залежністю $\tau = l / V_{дет} = \sqrt{2t \cdot R_{кр}} / V_{дет}$, де $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – довжина контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю, м. У результаті розрахунків встановлено: $\tau = 0{,}02$ с. Експериментальне значення щільності теплового потоку q для розглянутих умов обробки ($V_{дет} = 0{,}1$ м/с; $t = 0{,}02$ мм; $R_{кр} = 0{,}1$ м) дорівнює: $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2. Після підстановки у залежність (1.6) експериментальних значень $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2; $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 3{,}73 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\tau = 0{,}02$ с; $\lambda = 16{,}6$ Дж/(м·с·град.) отримано: θ =758 °С. За експериментальними даними, наведеними на рис. 1.9, максимальне значення температури шліфування для випадку 2 (без охолодження) дорівнює 1000 °С.

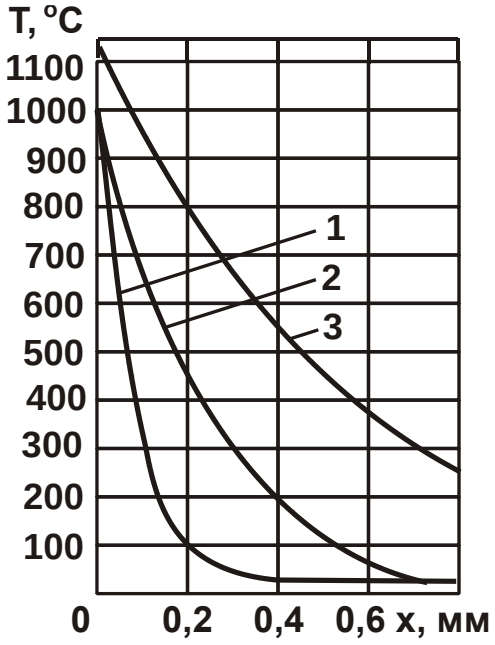


Рисунок 1.9 – Температурне поле деталі із сплаву ЖС6К за різного теплового стану зони контакту: 1 – із охолодженням; 2 – без охолодження; 3 – із попереднім підігрівом на 100 °С [117]

Як видно, теоретичне значення максимальної температури шліфування на 24 % менше експериментального значення. Це достатньо значне розходження, причини його невідомі. Вони можуть бути пов'язані з методом вирішення рівняння тощо. Тому встановлене розходження теоретичного та експериментального значень максимальної температури шліфування важливо дослідити за законами теплофізики на основі використання спрощених аналітичних рішень без застосовування класичного диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.1). Це необхідно для того, щоб встановити, на якому етапі виконання розрахунків виникає розходження теоретичного та експериментального значень максимальної температури шліфування, якими є причини розходження та як досягти необхідного збігу цих значень.

Для вирішення поставленого завдання спершу розглянемо методику встановлення диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.1) на основі теоретичного рішення, отриманого Фур'є шляхом виділення в розглянутому тілі елементарного куба, грані якого паралельні координатним площинам (рис. 1.10 [8]).

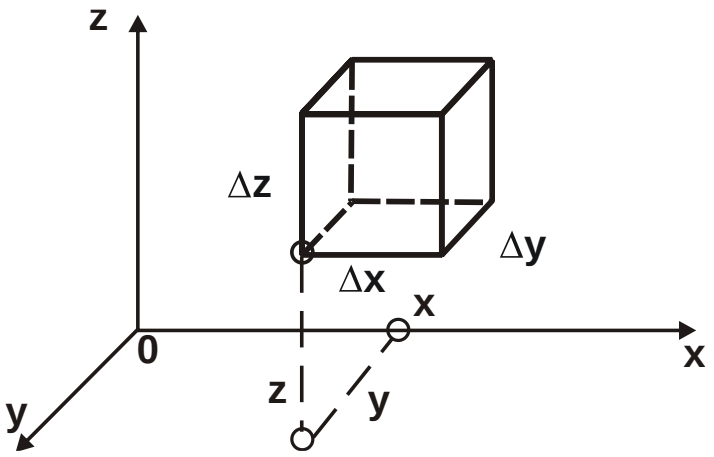


Рисунок 1.10 – Положення елементарного куба в координатних площинах

Виходячи із рис. 1.10, кількість тепла, що проходить через ліву грань справа наліво за проміжок часу $\Delta\tau$, дорівнює:

$$\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau, \qquad (1.7)$$

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

θ – температура тіла в точці з координатами x, y, z, град.;

$q = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, y, z, \tau)$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2;

τ – час, с;

$\Delta y \cdot \Delta z$ – площа грані куба, м^2.

Кількість тепла, що проходить через праву грань куба справа наліво, дорівнює:

$$\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x + \Delta x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau . \qquad (1.8)$$

Кількість тепла, яке увійшло в куб через ліву і праву межі:

$$\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x + \Delta x, y, z, \tau) \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau - \lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, y, z, \tau) \times$$

$$\times \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau \approx \lambda \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}(x, y, z, \tau) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau . \qquad (1.9)$$

Кількість тепла, яке увійшло в куб за час $\Delta \tau$ через всі грані:

$$\lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau . \qquad (1.10)$$

Із іншого боку, кількість тепла, яке необхідне для нагрівання елементарного куба до температури θ за час $\Delta \tau$, дорівнює

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \Delta \tau , \qquad (1.11)$$

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

ρ – щільність матеріалу, кг/м^3.

Після порівняння виразів (1.10) і (1.11) отримано диференціальне рівняння теплопровідності матеріалу (1.1), яке є лінійним диференціальним рівнянням в часткових похідних другого порядку.

Диференціальне рівняння (1.1) має замкнутий вигляд і його можна розв'язати лише спеціальними математичними методами із отриманням однозначного кінцевого результату. Це не дозволяє простежити під час кожного етапу розрахунків як змінюється ступінь розходження теоретичного та експериментального значень максимальної температури шліфування в залежності від вибраного підходу і умов розв'язання рівняння (1.1) – у нашому випадку спрощеного диференціального рівняння (1.2). Цього можна досягти у ході виконання наближеного розрахунку температури шліфування із застосуванням основних рівнянь теплофізики процесу шліфування.

1.3. Наближений розрахунок температури шліфування

Для аналізу отриманого теоретичного рішення (1.6) у роботі [91] наведено наближений розрахунок температури шліфування в умовах плоского шліфування периферією суцільного круга. У запропонованій розрахунковій схемі (рис. 1.7) оброблювану деталь представлено у вигляді нескінченної множини адіабатичних стержнів довжиною l і площею поперечного перерізу S, розташованих за нормаллю до обробленої поверхні. Виходячи із елементарної фізики, прийнято, що за час дії τ теплового джерела адіабатичний стержень внаслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу отримав кількість тепла Q_1:

$$Q_1 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{l} \cdot \tau, \qquad (1.12)$$

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

θ_1, θ_2 – сталі значення температури на кінцях адіабатичного стержня, К (θ_1 – температура в місці контакту адіабатичного стержня із шліфувальним кругом – максимальна температура шліфування);

θ_2 – температура на вільному кінці адіабатичного стержня, $\theta_2 \cong 0$).

У даному разі зміна (зменшення) температури вздовж адіабатичного стержня відбувається за лінійним законом від значення θ_1 до значення θ_2.

За час τ адіабатичний стержень із-за нагрівання його на середню температуру $0{,}5 \cdot (\theta_1 - \theta_2)$ за умови $\theta_2 \cong 0$ отримав кількість тепла Q_2:

$$Q_2 = 0{,}5 \cdot m \cdot c \cdot \theta_1, \qquad (1.13)$$

де $m = S \cdot l \cdot \rho$ – маса адіабатичного стержня, кг;

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3.

Згідно законів теплофізики, кількість тепла, яке надійшло до адіабатичного стержня, та кількість тепла, що витрачено на його нагрівання, дорівнюють одне одному, тобто $Q_1 = Q_2$. Тому, порівнюючи залежності (1.12) і (1.13), отримано залежність для визначення довжини l нагрітої частини адіабатичного стержня, що відповідає глибині проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}, \qquad (1.14)$$

де $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, м^2/с.

Як видно, довжина l нагрітої частини адіабатичного стержня залежить від двох параметрів a і τ: чим вони більше, тим більше довжина l. Знаючи довжину l, можна визначити максимальну температуру нагрівання адіабатичного стержня θ_2. Для цього слід скористатися відомим виразом:

$$Q_2 = N \cdot \tau, \qquad (1.15)$$

де $N = q \cdot S$ – потужність теплового потоку, Вт;

q – щільність теплового потоку, Вт/м^2.

Після порівняння залежностей (1.13) і (1.15) з урахуванням залежності (1.14) та умови $\theta_2 = \theta$, отримано:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{\lambda \cdot c \cdot \rho}} = \frac{q}{\lambda} \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}. \qquad (1.16)$$

Отже, максимальна температура нагрівання адіабатичного стержня θ, тобто максимальна температура шліфування, залежить найбільшою мірою від щільності теплового потоку q і меншою мірою від часу τ і параметрів c, ρ, λ, що визначають теплофізичні властивості оброблюваного матеріалу.

Залежність (1.16) з урахуванням залежності (1.14) можна подати також у такому вигляді:

$$\theta = \frac{q \cdot l}{\lambda}. \qquad (1.17)$$

Максимальна температура шліфування θ тим більше, чим більше параметри q і l.

Порівнюючи залежність (1.16) із залежністю (1.6), яку отримано на основі вирішення класичного диференціального рівняння теплопровідності оброблюваного матеріалу (1.2), видно, що вони відрізняються лише постійним множником. У залежності (1.6) цей множник менше, ніж у залежності (1.16).

Для порівняння теоретичного значення максимальної температури шліфування θ, що визначається залежністю (1.16), із експеримен-

тальним значенням $\theta = 1000$ °С (рис. 1.9 [117]), підставимо у залежність (1.16) відповідні експериментальні дані: $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2; $\tau = 0{,}02$ с; $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3{,}73 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\lambda = 16{,}6$ Дж/(м·с·град.). У результаті отримано: $\theta = 1210$ °С. Отже, теоретичне значення максимальної температури шліфування ($\theta = 1210$ °С) перевищує відповідне експериментальне значення ($\theta = 1000$ °С) приблизно на 20%, що є достатньо значним розходженням теоретичного і експериментального значень максимальної температури шліфування.

Це розходження може бути пов'язано із тим, що теоретичне рішення (1.16) отримано за умови, що час формування температури θ у кожній точці адіабатичного стержня є заданим, рівним часу дії τ теплового джерела на адіабатичний стержень, тобто рівним часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем. Для уточнення отриманого рішення слід розглянути випадок формування температури шліфування θ за нескінченно малі проміжки часу $\Delta\tau$ у нескінченно малому об'ємі матеріалу з розмірами Δx і S в адіабатичному стержні, як це прийнято в роботі [8] під час отримання диференціального рівняння теплопровідності матеріалу. Для цього достатньо ліву і праву частини залежності (1.16) помножити на елементарний час $\Delta\tau$ і проінтегрувати отриманий вираз у межах 0 … τ, де τ – час дії теплового джерела на адіабатичний стержень, с. Тоді

$$\int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau = \int_0^{\tau} \frac{q}{\lambda} \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau} \cdot d\tau . \qquad (1.18)$$

У результаті отримано залежність для визначення максимальної температури шліфування на торці адіабатичного стержня:

$$\theta \cdot \tau = \frac{q}{\lambda} \cdot \frac{2}{3} \cdot \sqrt{2 \cdot a} \cdot \tau^{3/2} \qquad (1.19)$$

або

$$\theta = 0{,}943 \cdot \frac{q}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} . \qquad (1.20)$$

Після підстановки у залежність (1.20) експериментальних значень $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2; $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 3{,}73 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\lambda = 16{,}6$ Дж/(м·с·град.); $\tau = 0{,}02$ с (рис. 1.9) отримано: $\theta = 807$ °С. У цьому разі, навпаки, теоретичне значення максимальної температури шліфування ($\theta = 807$ °С) менше експериментального значення приблизно на 20 %. Це значення

фактично співпадає (в межах 6%) зі значенням максимальної температури шліфування, отриманим за залежністю (1.6): $\theta = 758\,^{o}C$.

Отже, застосовуючи спрощений теоретичний підхід, отримано рішення, яке майже співпадає із рішенням, отриманим на основі розв'язання класичного диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.2). Сутність цього спрощеного теоретичного підходу полягає у визначенні температури шліфування θ спочатку в елементарній площині (з елементарною довжиною Δx) адіабатичного стержня за нескінченно малий час $\Delta\tau$, а потім – за весь час дії τ теплового джерела на адіабатичний стержень. Отримане рішення, однак, не приводить до нескінченної глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, що має місце під час розв'язання диференціального рівняння теплопровідності матеріалу (1.2). Глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі у цьому разі визначається залежністю $l = 1{,}5 \cdot \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}$, яка аналогічна залежності (1.14) і має кінцеву величину, що реально відображає закономірності зміни температури у поверхневому шарі оброблюваного матеріалу.

Однак, отримані значення максимальної температури шліфування за двома методами не співпадають із експериментальним значенням температури шліфування, рівним 1000 ^{o}C. Це може бути пов'язано із тим, що у розрахунках приймається умова, за якої все тепло, що виникає під час шліфування, у результаті теплопровідності оброблюваного матеріалу адіабатичного стержня надходить лише до поверхневого шару оброблюваної деталі. А це не відповідає фізичним і технологічним закономірностям процесу шліфування, оскільки частина енергії різання витрачається на відділення стружок, яка не враховується в розрахунковій схемі шліфування (рис. 1.7) і, відповідно, в отриманих теоретичних рішеннях (1.16) і (1.6). Тому кількість тепла, що витрачається на нагрівання адіабатичного стержня в результаті теплопровідності оброблюваного матеріалу, буде менше. Відповідно, буде менше й максимальна температура шліфування, що зменшить її неспівпадіння із експериментальним значенням, рівним $\theta = 1000\,^{o}C$ (рис. 1.9 [117]). Тому більш точним рішенням у даному разі є спрощене рішення (1.16), оскільки рішення (1.6) призведе до ще меншого значення максимальної температури шліфування та більшої розбіжності теоретичного і експериментального значень максимальної температури шліфування.

Виходячи з цього, на основі теоретичного рішення (1.16) можна отримати більш достовірні значення максимальної температури шліфування за умови, що частина енергії різання витрачається на відділення стружок. Для цього потрібно визначити цю частину енергії різання та врахувати її в теоретичному рішенні (1.16).

Слід зазначити, що причиною значної розбіжності теоретичного значення максимальної температури шліфування ($\theta = 758$ °С) за класичним диференціальним рівнянням теплопровідності матеріалу (1.2) із експериментально встановленим значенням температури шліфування ($\theta = 1000$ °С) можуть бути більш складні закономірності розповсюдження тепла в адіабатичному стержні за координатою x і часом τ. Тому усереднення цих закономірностей переміщення тепла, особливо в умовах дуже короткочасної дії теплового джерела (під час шліфування), як це запропоноване в спрощеному теоретичному рішенні (1.16), можливо, й призводить до більш правильного результату.

Також слід зазначити, що виходячи із залежностей (1.12) і (1.13), можна отримати й диференціальне рівняння теплопровідності оброблюваного матеріалу (1.2). Це вказує на те, що в обох випадках, за суттю, основою отриманих теоретичних рішень є фундаментальні залежності теплофізики (1.12) і (1.13).

Для встановлення диференціального рівняння теплопровідності оброблюваного матеріалу на основі залежностей (1.12) і (1.13) розглянемо умови нагрівання нескінченно малого об'єму матеріалу адіабатичного стержня з розмірами $\Delta x = l$ і $\Delta S = S$ за нескінченно малий час $\Delta\tau = \tau$. Тоді залежності (1.12) і (1.13) з урахуванням виразу $\Delta\theta = \theta_1 - \theta_2$ набудуть вигляду:

$$\Delta Q_1 = \lambda \cdot \Delta S \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta x} \cdot \Delta\tau; \qquad (1.21)$$

$$\Delta Q_2 = c \cdot \rho \cdot \Delta x \cdot \Delta S \cdot \theta \qquad (1.22)$$

або у диференціальній формі:

$$dQ_1 = \lambda \cdot dS \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau; \qquad (1.23)$$

$$dQ_2 = c \cdot \rho \cdot dx \cdot dS \cdot \theta. \qquad (1.24)$$

Після диференціювання залежностей (1.23) і (1.24) за змінними величинами x і τ, а потім їх порівняння, отримано диференціальне рівняння:

$$\frac{\partial\theta}{\partial\tau} = a \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}, \qquad (1.25)$$

яке і є класичним диференціальним рівнянням теплопровідності оброблюваного матеріалу (1.2). Рішення цього рівняння наведено в п. 1.2. Отже, всі три наведені теоретичні рішення (1.14), (1.16) і (1.6) отримано на основі залежностей (1.12) і (1.13), однак із застосуванням різних математичних методів. Тому важливо виконати уточнений розрахунок максимальної температури шліфування на основі залежностей (1.12) і (1.13) із урахуванням частин енергії різання, що витрачаються на відділення стружок під час шліфування та нагрівання поверхневого шару обробленого матеріалу. Це дозволить отримати більш точне теоретичне рішення, що описується залежністю (1.16) для визначення максимальної температури шліфування.

1.4. Уточнений розрахунок температури шліфування

Для виконання більш точного розрахунку температури шліфування із врахуванням розподілу тепла, яке виникає під час шліфування та надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі, слід скористатися теоретичним підходом, запропонованим Якимовим О. В. і Новіковим Ф. В. [47; 55], що враховує перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів в процесі шліфування (рис. 1.11,а). Припуск, що знімається, подано пакетом адіабатичних стержнів, розташованих перпендикулярно напряму руху шліфувального круга. Розрахункова схема завдяки перерізанню шліфувальним кругом адіабатичних стержнів дозволяє врахувати рух теплового джерела углиб поверхневого шару оброблюваної деталі на задану глибину шліфування t із швидкістю $V_{різ} = t/\tau$ (де τ – час перерізання адіабатичного стержня, с, рис. 1.11,а). Отже, наведена розрахункова схема дозволяє аналітично встановити закономірності розподілу тепла, що утворюється в процесі шліфування та надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Температура шліфування, виходячи із такого подання процесу шліфування, визначається температурою, що виникає в момент виходу шліфувального круга із контакту із адіабатичним стержнем, тобто у точ-

ці А (рис. 1.11,б). Час нагрівання адіабатичного стержня визначається часом його контакту із шліфувальним кругом. Отже, сутність теплової моделі процесу шліфування полягає у наступному. На торець адіабатичного стержня (у точці А) протягом часу τ діє тепловий потік щільністю q. Внаслідок теплопровідності оброблюваного матеріалу теплота поширюється за цей час в адіабатичний стержень на деяку глибину

$$l_2 = l = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}, \qquad (1.26)$$

виходячи із залежності (1.14), яку, також як і температуру в точці А адіабатичного стержня, необхідно визначити.

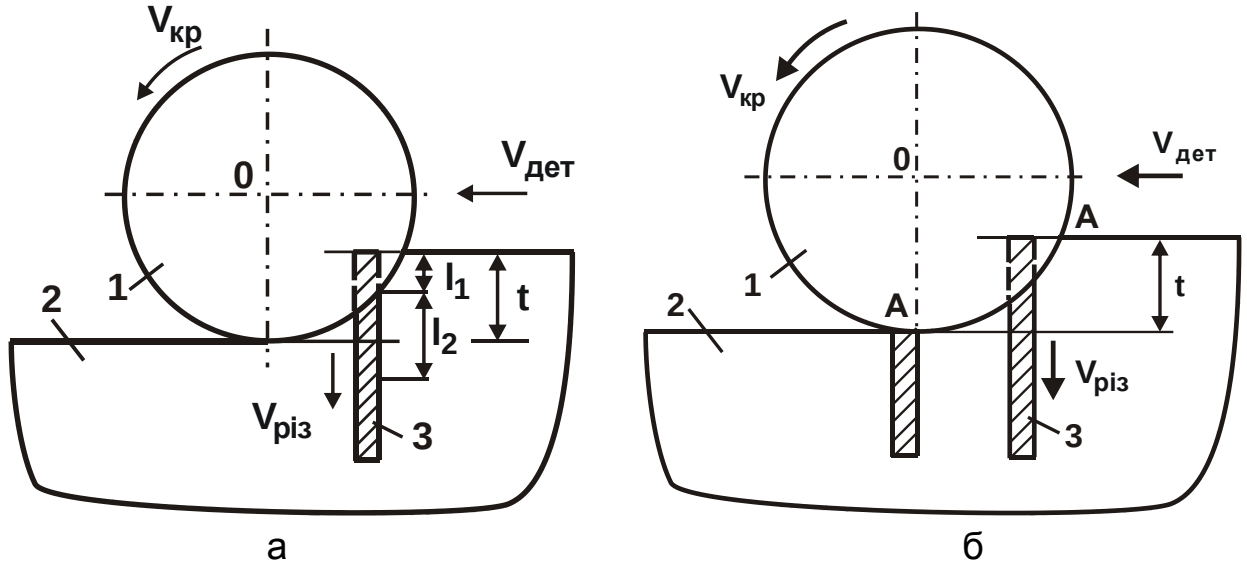


Рисунок 1.13 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час плоского шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень (l_1 – довжина зрізаної частини адіабатичного стержня; l_2 – глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі)

Виходячи із цього, розрахунок температури шліфування θ здійснюється із урахуванням балансу тепла, яке надходить до стружок і до оброблюваної деталі, тобто балансу тепла, що витрачається на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня із довжинами l_1 і l_2.

Величина l_2 в цьому випадку буде менше, ніж у випадку з нерухомим тепловим джерелом (рис. 1.7), коли все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить лише в поверхневий шар оброблюваної

деталі. Відповідно, час нагрівання невидаленої частини адіабатичного стержня τ_2 (довжиною l_2) буде менше загального часу контакту шліфувального круга з адіабатичним стержнем. Для його визначення розглянемо рівняння теплового балансу під час шліфування, яке наведено у роботах [55, 63]:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{різ}} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0{,}5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \qquad (1.27)$$

Перший і другий доданки рівняння (1.27) визначають кількості тепла, що витрачаються на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня із довжинами l_1 і l_2 (другої ділянки – через теплопровідність матеріалу адіабатичного стержня). У рівнянні (1.27) кількість тепла, що витрачається на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 та визначається другим доданком

$$Q_2 = 0{,}5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta = 0{,}5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta^2}{N}, \qquad (1.28)$$

за нескінченно малий час $d\tau_2$ можна представити у іншому вигляді:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau_2. \qquad (1.29)$$

Також кількість тепла dQ_2, що витрачається на нагрівання невидаленої частини адіабатичного стержня довжиною dx, можна подати у вигляді:

$$dQ_2 = N \cdot d\tau_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \theta \cdot dx, \qquad (1.30)$$

де N – потужність шліфування, Вт.

Із порівняння залежностей (1.29) і (1.30), отримано

$$d\tau_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx. \qquad (1.31)$$

Після підстановки залежності (1.31) у залежність (1.29), маємо:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot d\theta =$$

$$= \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau. \qquad (1.32)$$

Відповідно, кількість тепла, що витрачається на нагрівання ділянки адіабатичного стержня довжиною l_2 за нескінченно малий час $d\tau_2$, визначається інтегралом:

$$Q_2 = \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau . \qquad (1.33)$$

Тоді баланс тепла, що витрачається на нагрівання двох ділянок адіабатичного стержня з довжинами l_1 та l_2, із урахуванням залежності $Q = N \cdot \tau$ аналітично виразиться:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{різ} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau , \qquad (1.34)$$

де $N = q \cdot S$ – потужність шліфування, Вт;

q – щільність теплового потоку, Вт/ м^2.

Для визначення щільності теплового потоку q слід скористатися перетвореннями:

$$q = \frac{N}{S} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot V_{кр}}{S} \cdot \frac{Q_{пр}}{V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{різ}}{S} = \sigma \cdot V_{різ} , \qquad (1.35)$$

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

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

σ – умовне напруження різання, Н/м^2;

$S_{мит} = \frac{Q_{пр}}{V_{кр}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу під час шліфування всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м^2;

$Q_{пр} = S \cdot V_{різ}$ – продуктивність обробки, м^3/с;

$V_{різ} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}$ – швидкість знімання оброблюваного матеріалу в напрямі, перпендикулярному напряму руху шліфувального круга (вздовж адіабатичного стержня), тобто це швидкість перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня, м/с;

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

t – глибина шліфування, м;

$R_{кр}$ – радіус круга, м;

τ – час обробки, с.

Після диференціювання всіх складових за часом τ та за умови $N = q \cdot S = \sigma \cdot V_{різ} \cdot S$ рівняння (1.34) набуває вигляду:

$$c \cdot \rho \cdot V_{різ} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho}{\sigma \cdot V_{різ}} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = \sigma \cdot V_{різ}. \qquad (1.36)$$

Для вирішення диференціального рівняння (1.36) його необхідно подати у вигляді:

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B \qquad (1.37)$$

або

$$0{,}5 \cdot \left(\theta^2\right)' + A \cdot \theta = B, \qquad (1.38)$$

де $A = \dfrac{V_{різ} \cdot N}{\lambda \cdot S} = \dfrac{\sigma \cdot V_{різ}^2}{\lambda}$;

$B = \dfrac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2} = \dfrac{\sigma^2 \cdot V_{різ}^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}$.

Приймаючи нову змінну $y = \theta^2$, маємо:

$$0{,}5 \cdot \frac{dy}{d\tau} + A \cdot \sqrt{y} = B \qquad (1.39)$$

або

$$\frac{0{,}5 \cdot dy}{\left(B - A \cdot \sqrt{y}\right)} = d\tau. \qquad (1.40)$$

Після інтегрування обох частин рівняння отримано:

$$\int \frac{0{,}5 \cdot dy}{\left(B - A \cdot \sqrt{y}\right)} = \int d\tau + C. \qquad (1.41)$$

Постійна інтегрування C визначається за початкової умови $\theta(\tau = 0) = 0$ або за умови $y(\tau = 0) = 0$.

Для визначення інтеграла в лівій частині рівняння (1.41) необхідно провести заміну змінної: $U = B - A \cdot \sqrt{y}$. Тоді $dU = -A \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{y}} \cdot dy$, звідки $dy = -\frac{2}{A} \cdot \sqrt{y} \cdot dU$. У результаті рівняння (1.41) набуває вигляду:

$$-\int \frac{1}{A^2} \cdot \left(\frac{B}{U} - 1\right) \cdot dU = \int d\tau + C. \qquad (1.42)$$

Рішення рівняння (1.42):

$$-\frac{1}{A^2} \cdot (B \cdot \ln U - U) = \tau + C \qquad (1.43)$$

або

$$-\frac{1}{A^2}\cdot\left[B\cdot\ln(B-A\cdot\theta)-(B-A\cdot\theta)\right]=\tau+C. \qquad (1.44)$$

За початкової умови $\theta(\tau=0)=0$, маємо:

$$C=-\frac{1}{A^2}\cdot(B\cdot\ln B-B). \qquad (1.45)$$

Рішення рівняння (1.44) приймає вигляд:

$$\ln\left(1-\frac{A}{B}\cdot\theta\right)=-\frac{A^2}{B}\cdot\left(\tau+\frac{1}{A}\cdot\theta\right) \qquad (1.46)$$

або

$$\theta=\frac{B}{A}\cdot\left[1-e^{-\frac{A^2}{B}\cdot\left(\tau+\frac{1}{A}\cdot\theta\right)}\right], \qquad (1.47)$$

Після підстановки постійних A і B у залежність (1.47) рішення диференціального рівняння (1.36) маємо:

$$\theta=\theta_{max}\cdot\left[1-e^{-\frac{c\cdot\rho\cdot V_{різ}^2}{\lambda}\cdot\tau}\cdot e^{-\frac{\theta}{\theta_{max}}}\right], \qquad (1.48)$$

де $\theta_{max}=\sigma/(c\cdot\rho)$ – максимальна температура різання, град.

Після перетворення у відносних величинах рішення диференціального рівняння (1.48) набуває вигляду:

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{c\cdot\rho\cdot V_{різ}^2}{\lambda}\cdot\tau}, \qquad (1.49)$$

або

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{Q_{пит}}{a}\cdot\sqrt{\frac{t}{2\cdot R_{кр}}}}, \qquad (1.50)$$

де $Q_{пит}=V_{дет}\cdot t$ – питома продуктивність обробки, м^2/с;

$a=\lambda/c\cdot\rho$ − коефіцієнт температуропровідності оброблюваного матеріалу, м^2/с.

Отже, на основі розрахункової схеми (рис. 1.13,а) отримано принципово нову аналітичну залежність для визначення температури шлі-

фування θ із урахуванням аналітично встановленого розподілу тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Із залежності (1.50) випливає, що зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ відношення температур θ / θ_{max} безперервно збільшується, асимптотичне наближаючись до одиниці, тобто $\theta \to \theta_{max}$ (рис. 1.12). Як оброблюваний матеріал прийнято сталь ШХ15 ($a = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с). Отже, за умови $\theta \to \theta_{max}$ виникає можливість фактично необмеженого збільшення питомої продуктивності обробки, що може стати важливим чинником підвищення ефективності процесу шліфування. Однак для практичного використання отриманого рішення слід кількісно оцінити значення параметра θ_{max} та порівняти його зі значеннями температури плавлення оброблюваного матеріалу [119].

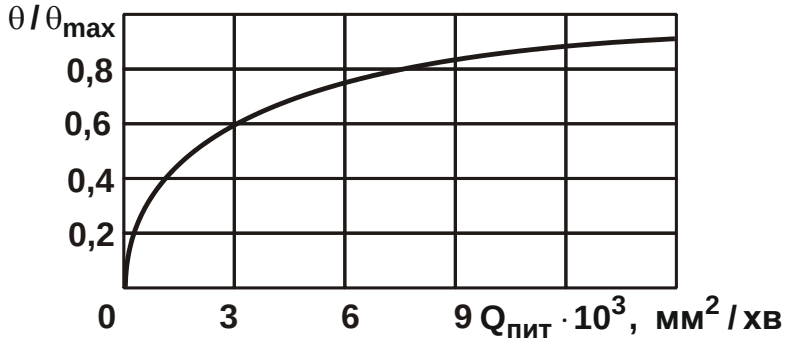


Рисунок 1.12 – Залежність відношення θ / θ_{max} від питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$: оброблюваний матеріал – сталь ШХ15; $t = 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0{,}2$ м

Якщо виявиться, що параметр θ_{max} менше за температуру плавлення оброблюваного матеріалу, то з'являється можливість суттєвого збільшення питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ без збільшення температури θ. Якщо параметр θ_{max} перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу, то температура θ може змінюватися лише в межах, обмежених температурою плавлення оброблюваного матеріалу. Це значно звужує технологічні можливості шліфування. У цьому випадку основною умовою зменшення температури

різання θ та підвищення питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ є зменшення параметра $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ шляхом зменшення умовного напруження різання σ. Отже, параметр θ_{max} слід розглядати основною величиною, що дозволяє узагальнено оцінювати рівень теплової напруженості процесу шліфування та обґрунтувати умови зменшення температури шліфування.

У разі дії на зону різання охолоджувальної рідини робота різання під час шліфування $A = P_z \cdot V_{кр} \cdot \tau$ буде дорівнювати різниці кількості тепла $Q = c \cdot m \cdot \theta_{max}$, яке виділяється в процесі різання та переходить в стружки, та кількості тепла, що відводиться охолоджувальною рідиною із зони різання $Q_{охол.р.} = N_{охол.р.} \cdot \tau$, де $N_{охол.р.} = k \cdot N = k \cdot \sigma \cdot V_{різ}$ – інтенсивність відведення тепла охолоджувальною рідиною із зони різання, Вт; $k < 1$ – частка тепла, що відводиться охолоджувальною рідиною із зони різання.

Після математичних перетворень отримано:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma \cdot (1-k)}{c \cdot \rho}. \qquad (1.51)$$

Як видно, чим більше величина k, тим менше максимальна температура шліфування θ_{max}. Це принципове рішення, воно показує, яким чином охолоджувальна рідина або інше технологічне середовище забезпечує зменшення температури шліфування θ в результаті відведення тепла із зони різання. Виходячи із отриманої залежності, це досягається шляхом зменшення максимальної температури шліфування θ_{max}. За певних умов охолодження зони різання максимальна температура шліфування θ_{max} може стати менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, що дозволить здійснювати шліфування зі значною продуктивністю обробки фактично без підвищення температури шліфування, яка в цьому разі може дорівнювати максимальній температурі шліфування θ_{max}.

Для розкриття фізичної сутності параметра θ_{max} визначимо частку тепла, що виникає під час шліфування та надходить лише до стружок, що утворюються, виходячи з умови:

$$\alpha_1 = \frac{c \cdot m \cdot \theta}{N \cdot \tau} = \frac{\theta}{\theta_{max}}, \qquad (1.52)$$

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

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

$S_{мит} = \frac{Q_{пит} \cdot B}{V_{кр}}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу під час шліфування всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м^2;

B – ширина шліфування, м;

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$m = \rho \cdot \vartheta$ – маса матеріалу, що знімається за час τ, кг;

$\vartheta = B \cdot t \cdot l$ – об'єм матеріалу, що знімається за час τ, м^3;

$l = V_{дет} \cdot \tau$ – довжина переміщення шліфувального круга за час τ, м.

Чисельник залежності (1.52) визначає кількість тепла $Q_{тепло} = c \cdot m \cdot \theta_{max}$, яке виділяється в процесі різання та повністю переходить до стружок, що утворюються, а знаменник залежності визначає роботу різання $A = N \cdot \tau$. Як випливає із залежності (1.52), характер зміни величини α_1 відповідає характеру зміни відношення θ / θ_{max}, тобто температури шліфування θ. Чим більше θ, тим більше α_1. За умови $\theta \to \theta_{max}$ величина $\alpha_1 \to 1$, тобто все тепло, що виділяється під час шліфування, надходить до стружок, що утворюються. Отже, параметр θ_{max} визначає температуру шліфування, яка утворюється в результаті нагрівання лише стружок, що утворюються. Частка тепла, що надходить в поверхневий шар оброблюваної деталі, при цьому дорівнює $\alpha_2 = 1 - \alpha_1 = 1 - \theta / \theta_{max}$, тобто чим більше θ, тим менше α_2 [119].

Для уточнення отриманого теоретичного рішення визначимо параметр θ_{max} за умови рівності роботи різання $A = N \cdot \tau$ та кількості тепла $Q_{тепло} = c \cdot m \cdot \theta_{max}$, яке утворюється в процесі шліфування і надходить лише до стружок, що утворюються. У цьому випадку $\alpha_1 = 1$, а $\alpha_2 = 0$.

У результаті математичних перетворень отримано залежність: $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$, яка ідентична залежності для визначення параметра θ_{max}, що входить у залежність (1.50). Отже, параметр θ_{max} визначає температуру шліфування із урахуванням нагріву лише стружок, що утворюються, а параметр θ, що входить в залежність (1.50), визначає температуру шліфування із урахуванням розподілу тепла, що надхо-

дить як до стружок, що утворюються, так і до поверхневого шару оброблюваної деталі. Тому $\theta < \theta_{max}$. Отже, можна зазначити, що параметр θ_{max} визначає максимальну температуру шліфування.

Слід також зазначити, що в теорії шліфування під максимальною температурою шліфування розуміють максимальну температуру, що виникає в зоні шліфування. Насправді, із фізичної точки зору, під максимальною температурою шліфування слід розуміти умовну (ідеальну) температуру, що визначається параметром θ_{max}, оскільки даний параметр в залежності (1.50) є основним, який визначає умови розподілу тепла, що утворюється під час шліфування та надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі і стружок, що утворюються.

Умовне напруження різання σ визначається із залежності $\sigma = P_z / S_{мит}$ із урахуванням виразів $P_z = N / V_{кр}$ та $S_{мит} = Q / V_{кр}$. Тоді $\sigma = N / Q = E$, де E – енергоємність механічної обробки, Дж/м^3. Із цього випливає, що енергоємність механічної обробки (шліфування) E дорівнює умовному напруженню різання σ. Їх розмірності однакові, оскільки Дж/м^3 = Н/м^2 [119].

Це дозволяє оцінювати енергоємність механічної обробки E і порівнювати її з характеристиками міцності оброблюваного матеріалу, що має важливе практичне значення із точки зору зменшення силової напруженості процесу механічної обробки. Знаючи експериментальне значення величини σ, можна визначити параметр $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ і на його основі оцінити можливості підвищення питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$. Після перетворення залежності (1.50) щодо питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$, отримано [119]:

$$Q_{пит} = a \cdot \left(\frac{2 \cdot R_{кр}}{t} \right)^{0,5} \cdot \ln \alpha^{-1}, \qquad (1.53)$$

де $\alpha = \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$.

Виходячи із залежності (1.53), збільшити питому продуктивність обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ можна зменшенням глибини шліфування t, збільшенням величини α (табл. 1.1) і, відповідно, відношення θ / θ_{max} завдяки зменшенню умовного напруження різання σ. При цьому збільшення

відношення θ/θ_{max} через зменшення θ_{max} більш значно впливає на питому продуктивність обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$, ніж збільшення глибини шліфування t. Однак, як показує практика, діапазони зміни відношення θ/θ_{max} значно обмежено зміною параметра θ_{max}, який під час шліфування суттєво перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Таблиця 1.1 – Розрахункові значення параметрів шліфування

θ/θ_{max}	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1,0
α	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
α^{-1}	1	1,023436	1,117193	1,372118	2,246688	4,0657	∞
$\ln e^{-1}$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
t = 0,01 мм							
$Q_{пит}$, мм/хв	0	2016	11088	32256	81648	141120	
$V_{дет}$, м/хв	0	201,6	1109	3225,6	8164,8	14112	
t = 0,1 мм							
$Q_{пит}$, $мм^2$/хв	0	638	3509	10207,6	25839	44660	
$V_{дет}$, м/хв	0	6,38	35,1	102	258,4	446,6	
t = 1 мм							
$Q_{пит}$, $мм^2$/хв	0	202	1109	3226	8165	14140	
$V_{дет}$, м/хв	0	0,2	1,11	3,226	8,165	14,14	
t = 10 мм							
$Q_{пит}$, $мм^2$/хв	0	63,8	350,9	989	2584	4466	
$V_{дет}$, м/хв	0	0,0063	0,035	0,1	0,2584	0,44	

Експериментально встановлено, що в умовах плоского шліфування за пружною схемою сталі Р18 абразивним кругом 24А40М36К5 ($V_{кр} = 29{,}6$ м/с, $V_{дет} = 6$ м/хв, $P_y = 60$ Н) умовне напруження різання σ у зв'язку зі зношуванням круга приймає надзвичайно великі значення: $\sigma =$ (3,24 … 18,8)·10^4 Н/мм^2, що перевищують межі міцності оброблюваного матеріалу на стиск, розтягування та зсув (табл. 1.2). Відповідно, $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho) = 6708$ °С … 38923 °С, що також багаторазово перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Таблиця 1.2 – Експериментальні значення основних параметрів шліфування

№ з/п	Час Обробки τ, хв	Глибина шліфування t за 5 проходів, мм	Потужність шліфування N, Вт	Сила різання P_z, Н	Коефіцієнт шліфування $K_ш = P_z/P_y$	Умовне напруження різання $\sigma \cdot 10^4$, МПа
1	0,1	0,037	840	28,8	0,480	3,24
2	0,5	0,013	854	22,4	0,373	7,20
3	1,0	0,008	630	21,5	0,358	11,2
4	2,0	0,006	522	17,9	0,299	12,4
5	3,0	0,005	480	16,4	0,273	13,7
6	5,0	0,003	450	15,3	0,296	18,8

Виходячи із експериментальних даних, максимальне значення θ, за яким на оброблюваних поверхнях не утворюються припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти, можна прийняти рівним 850 °С. Тоді відношення $\theta/\theta_{max} = 0{,}0218$ ... 0,1267, що значно менше її граничного значення, яке дорівнює одиниці.

Слід зазначити, що такі великі значення θ_{max} обумовлені тим, що все тепло, що виділяється під час шліфування, зосереджено лише в шарі стружок, що утворюються. Із урахуванням розподілу тепла в шарі стружок, що утворюються, і поверхневому шарі оброблюваної деталі температура шліфування значно менше і дорівнює значенню θ. Виходячи із цього, у табл. 1.1 зміну відношення θ/θ_{max} слід розглядати ли-

ше в межах 0 … 0,12. Це значно звужує технологічні можливості процесу шліфування.

Отже, параметр θ_{max} незалежно від умов шліфування приймає значення, які значно перевищують температуру оброблюваного матеріалу. Це указує на те, що під час шліфування не можна досягти значення $\theta \to \theta_{max}$ та реалізувати умову суттєвого збільшення продуктивності обробки, яка випливає із залежності (1.53). У цьому випадку температура шліфування θ прийматиме значення, які значно менші θ_{max}.

Підвищити ефективність шліфування у цих умовах можна, головним чином, шляхом зменшення умовного напруження різання σ. Для цього необхідно суттєво зменшити інтенсивність тертя шліфувального круга в зоні різання. У першу чергу це відноситься до зменшення інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом шляхом підведення в зону різання ефективного технологічного середовища.

Слід зазначити, що під час різання лезовими інструментами умовне напруження різання (енергоємність обробки) значно нижче, ніж під час шліфування. У цьому разі температура різання θ_{max} лезовими інструментами може бути меншою за температуру плавлення оброблюваного матеріалу. Тоді відношення θ/θ_{max} може практично наближатися до одиниці. Це дозволяє відповідно до залежності (1.53) значно збільшити продуктивність обробки. Отже, для зменшення умовного напруження різання σ, параметра θ_{max} і збільшення відношення θ/θ_{max} під час шліфування слід застосовувати шліфувальні круги, які характеризуються високою ріжучою здатністю, та ефективні технологічні середовища. Наприклад, високопористі та переривчасті абразивні круги, ефективні методи електроерозійного та електрохімічного правлення алмазних кругів на металевих зв'язках тощо. Це дозволить збільшити відношення θ/θ_{max} та, відповідно, продуктивність обробки.

Аналіз розрахованих на основі залежностей (1.50) і (1.53) параметрів шліфування (табл. 1.1) показує, що за невеликого значення відношення θ/θ_{max} швидкість деталі $V_{дет}$ набуває відносно великого значення, яке не завжди можна здійснити на шліфувальному верстаті. Зі збільшенням відношення θ/θ_{max} швидкість деталі $V_{дет}$ для заданої

глибини шліфування t ще більше збільшується і її фактично неможливо реалізувати на практиці. І в даному випадку необхідно збільшувати глибину шліфування t, тобто переходити в зону глибинного шліфування та зменшувати швидкість деталі. Особливо це ефективно здійснювати під час шліфування деталі невеликої довжини, використовуючи однопрохідне глибинне шліфування із невеликою швидкістю деталі $V_{дет} = Q_{пит} / t$. У цьому випадку також унеможливлюються втрати допоміжного часу, пов'язані з реверсуванням столу верстата.

Отже, у роботі узагальнено аналітично обґрунтовано умови зменшення теплової напруженості процесу шліфування та, відповідно, температури шліфування. Це дозволяє науково обґрунтовано підходити до розроблення високопродуктивних і високоякісних процесів шліфування.

Для оцінювання можливостей зменшення умовного напруження різання σ (енергоємності обробки) та теплової напруженості процесу шліфування проведено експериментальні дослідження круглого зовнішнього шліфування фрези із твердого сплаву Т5К10 алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 $300\times25\times5$ АС6 200/16. Встановлено, що під час обробки із режимом шліфування: $V_{дет} = 10$ м/хв; $t = 0{,}2$ мм; $V_{кр} = 35$ м/с; $B = 25$ мм; $Q_{пит} = 2000$ мм^2/хв на оброблюваній поверхні відсутні припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти. При цьому $\sigma = 8400$ Н/мм^2; $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho) = 2910{,}6$ °С. Приймаючи критичне значення $\theta = 850°$, отримано $\theta/\theta_{max} = 0{,}27485$ [119]. Отже, відношення θ/θ_{max} збільшується із підвищенням ріжучої здатності алмазного круга. Це дозволяє збільшити продуктивність обробки.

Розрахунки, виконані за залежністю (1.53), показали, що із урахуванням коефіцієнта температуропровідності твердого сплаву Т5К10, рівного $a = 18{,}95\cdot10^{-6}$ м^2/с; радіуса круга $R_{кр} = 0{,}2$ м; глибини шліфування $t = 0{,}2$ мм та відношення $\theta/\theta_{max} = 0{,}27485$ питома продуктивність обробки дорівнює $Q_{пит} = 2093{,}9$ мм^2/с. Як видно, розбіжність між розрахунковим і експериментальним (2000 мм^2/хв) значеннями питомої продуктивності обробки незначна – не більше 10 %, що цілком допустимо для практичних розрахунків. Це указує на достовірність запропонованої аналітичної залежності (1.53) для визначення питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$.

На основі залежності (1.53) розроблено та впроваджено у виробництво ефективний технологічний процес плоского шліфування торцевих поверхонь ущільнювальних кілець, виготовлених із твердого сплаву "Реліт". Шліфування здійснювали торцем алмазного круга форми 12А2 45° 150×10×3 АС6 125/100 М1-01 4, який встановлювали на шпинделі переобладнаного внутрішньошліфувального верстата моделі 3К227 на спеціальну двоступінчасту втулку. У процесі шліфування алмазний круг обертався і здійснював поступальний рух до оброблюваного кільця. Кільце кріпилося в патроні внутрішньошліфувального верстата і здійснювало обертальний рух. Шліфування здійснювалося за пружною схемою із питомим тиском 70 Н/см^2, швидкість обертання оброблюваного кільця – 30 м/хв.

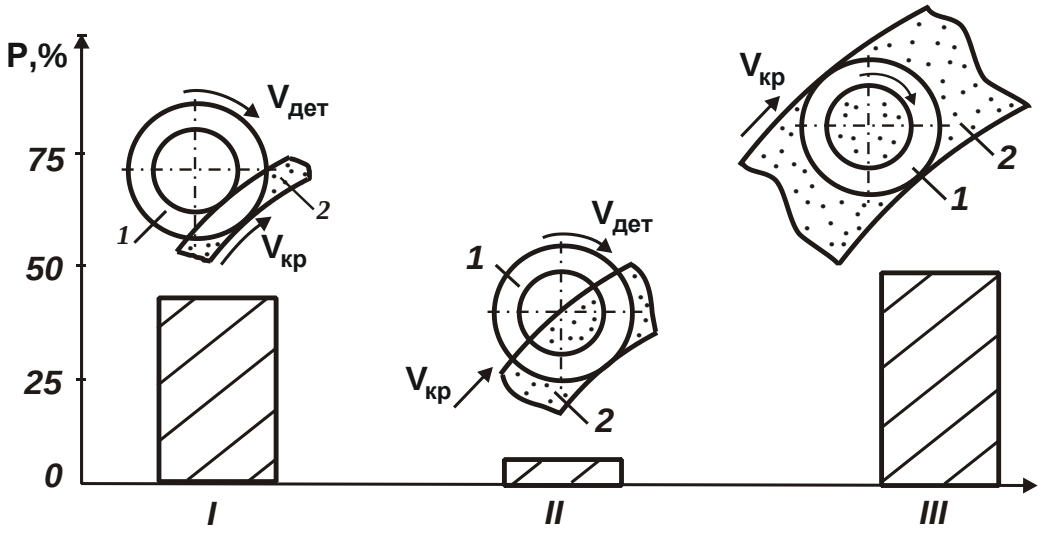


Рисунок 1.13 – Залежність ймовірності появи припікань Р (у %) від характеру контакту оброблюваного кільця (1) із кругом (2)

Для підтримання високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язці було застосовано електроерозійне правлення. Це дозволило суттєво зменшити умовне напруження різання до значення $\sigma = 3000$ Н/мм^2 (як і в зазначеному прикладі). У результаті досягнуто збільшення відношення $\theta / \theta_{max} = 0{,}27$ (для $\theta = 850$ °С) і, відповідно, збільшення продуктивності обробки. Також експериментально встановлено, що під час шліфування із площею контакту круга із кільцем, що дорівнює половині площі оброблюваної поверхні кільця, припікання та інші температурні дефекти на оброблюваній поверхні були відсутні (рис. 1.13, позиція II).

1.5. Теоретичне визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і лезової обробки

У табл. 1.3 та на рис. 1.14 наведено розраховані за залежністю (1.49) значення часу для заданих значень відношення θ/θ_{max} і вихідних даних під час шліфування сталі ШХ15: $V_{різ} = 3{,}33 \cdot 10^{-3}$ м/с; коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с.

Таблиця 1.3 – Розрахункові значення параметрів теплового процесу під час шліфування

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
$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\theta/\theta_{max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$\frac{V_{різ}^2}{a}\cdot\tau$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
τ, с	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞
$Q_{пит} = 1000$ мм^2/ хв							
t, мм	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	∞
$V_{дет}$, м/ хв	∞	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{пит} = 2000$ мм^2/ хв							
t, мм	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	∞
$V_{дет}$, м/ хв	∞	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{пит} = 4000$ мм^2/ хв							
t, мм	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	∞
$V_{дет}$, м/ хв	∞	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

Як видно, із часом τ відношення θ/θ_{max} безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. У табл. 1.3 і на рис. 1.15 також наведено розраховані за залежністю (1.50) значення глибини

шліфування t для заданих значень відношення θ/θ_{max}, питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$, радіусу шліфувального круга $R_{кр} = 0{,}2$ м під час шліфування сталі ШХ15 – $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с.

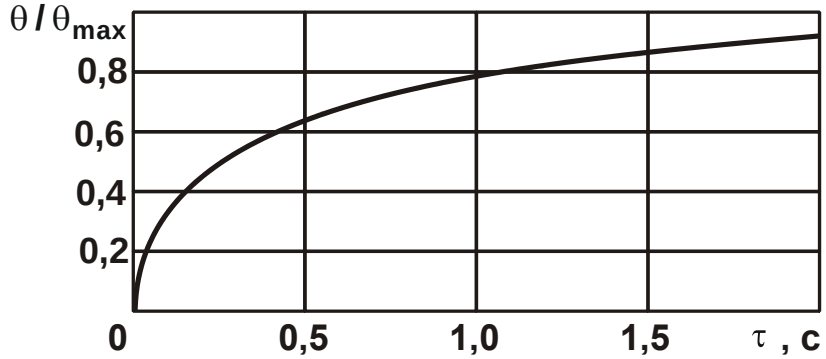


Рисунок 1.14 – Залежність відношення θ/θ_{max} від часу τ

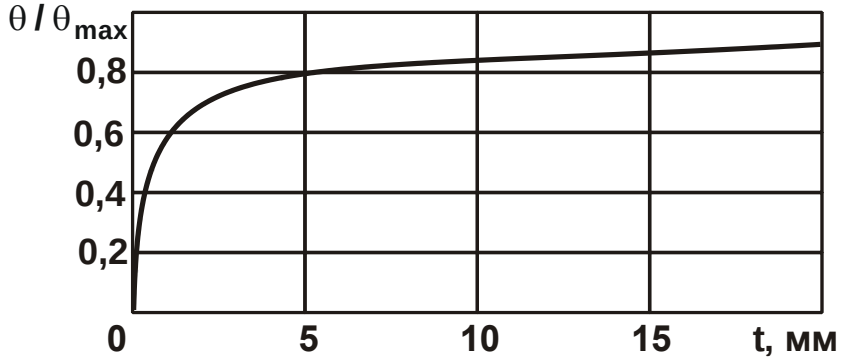


Рисунок 1.15 – Залежність відношення θ/θ_{max} від глибини шліфування t для $Q_{пит} = 4000$ мм^2/хв

Відповідно до рис. 1.15, зі збільшенням глибини шліфування t відношення θ/θ_{max}, як і на рис. 1.14, збільшується, асимптотично наближаючись до одиниці. При цьому глибина шліфування t змінюється в достатньо широких межах, охоплюючи як діапазони процесів шліфування (включаючи високопродуктивне глибинне шліфування), так і процесів абразивного розрізання матеріалу з дуже великими глибинами різання.

Як видно, зі збільшенням питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ збільшення відношення θ/θ_{max} відбувається з більшою

інтенсивністю, охоплюючи менший діапазон можливої зміни глибини шліфування t.

Швидкість деталі $V_{дет}$ із збільшенням глибини шліфування t суттєво зменшується, що передбачає застосування схеми глибинного шліфування. Схема багатопрохідного шліфування (зі збільшеною швидкістю деталі $V_{дет}$) здійсненна переважно для відносно невеликих значень відношення $\theta/\theta_{max} <$ (0,2…0,4). Цим, власне, і пояснюється ефективність застосування на практиці схеми багатопрохідного шліфування та обмеженість застосування схеми глибинного шліфування (із невеликою швидкістю деталі) із-за збільшення температури шліфування θ.

Отже, з часом τ контакту шліфувального круга з фіксованим поперечним перерізом оброблюваної поверхні деталі (або із адіабатичним стержнем) температура різання θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Із фізичної точки зору це означає, що з часом кількість тепла, що утворюється в умовах шліфування і надходить до оброблюваної деталі, зменшується, а кількість тепла, що надходить до стружок, що утворюються, збільшується, наближаючись до загальної кількості тепла, яке утворюється під час шліфування.

Із залежності (1.50) і рис. 1.15 випливає, що за умови досягнення температури шліфування, близької до максимального значення $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$, можна фактично необмежено збільшувати параметри режиму шліфування та продуктивність обробки. Це відкриває нові технологічні можливості підвищення ефективності процесу шліфування, проте реалізувати їх на практиці надзвичайно складно, оскільки під час шліфування (як показано вище) розрахункова максимальна температура шліфування $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ приймає значення, які перевищують температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

Отже, використовуючи залежність (1.50), можна роздільно аналітично визначити кількість тепла, яке надходить до оброблюваної деталі та до стружок, що утворюються. Це має велике практичне значення, оскільки під час розрахунку температури шліфування, як правило, характер розподілу тепла $V_{дет}$ встановлюють на основі експериментальних даних, справедливих для цілком конкретних умов обробки. Це не дозволяє в узагальненому вигляді кількісно визначити температуру

шліфування у широких діапазонах зміни параметрів режиму різання, включаючи лезову обробку та шліфування. Наприклад, прийнято вважати, що під час шліфування фактично все тепло, що виділяється, надходить до оброблюваної деталі. Тому в розрахунках не враховується тепло, яке надходить до стружок, що утворюються, а це знижує достовірність отриманих результатів.

Під час різання лезовим інструментом залежність (1.48) для визначення температури різання θ із урахуванням відношень $\tau = a/V_{різ}$ і $V_{різ} = V \cdot tg\beta$ набуває вигляду (рис. 1.16) [134]:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot tg\beta}, \qquad (1.54)$$

де a – товщина зрізу, м;

V – швидкість різання, м/с;

β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу.

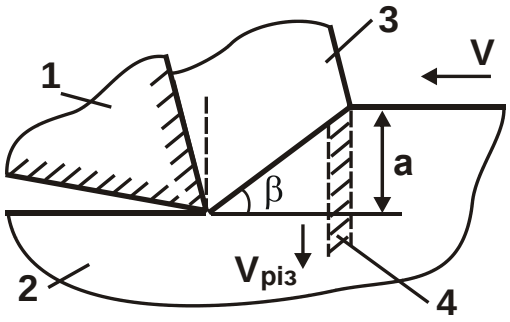


Рисунок 1.16 – Розрахункова схема параметрів теплового процесу під час точіння: 1 – різець; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – стружка, що утворюється; 4 – адіабатичний стержень

У цьому випадку характер зміни температури шліфування θ такий самий, як і під час шліфування. Однак максимальне значення температури шліфування $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ менше, ніж під час шліфування внаслідок меншого значення умовного напруження різання σ. Це значення температури шліфування θ також може бути менше або більше температури плавлення оброблюваного матеріалу.

Встановлені закономірності зміни температури різання під час лезової обробки і шліфування підтверджуються експериментальними даними [134], особливо під час точіння, де розрахункові значення мак-

симальної температури різання $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ можуть бути менше температури плавлення оброблюваного матеріалу (сталі).

Як зазначалося раніше, розрахункові значення максимальної температури шліфування $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$, як правило, більше температури плавлення оброблюваного матеріалу. Тому експериментально встановлені значення температури шліфування θ наближаються до температури плавлення оброблюваного матеріалу (наприклад, сталі).

Отримане теоретичне рішення із визначення температури різання θ в умовах шліфування і точіння за залежностями (1.50) і (1.54) дозволяє на відміну від відомих аналітичних рішень визначити кінцеве (а не нескінченне) значення глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2, тобто фактично визначити товщину дефектного шару після обробки:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}. \qquad (1.55)$$

Як витікає із залежності (1.55), величина l_2 визначається виключно часом теплової дії τ на фіксований поперечний переріз оброблюваної поверхні деталі (або адіабатичний стержень, рис. 1.16). Чим більше час τ, тим більше величина l_2.

Встановлено, що між величиною l_2 і відношенням θ/θ_{max} існує зв'язок:

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

Для теплового процесу, що встановився в часі (рис. 1.17), тобто за умови $\theta = \theta_{max}$, величина l_2 описується залежністю:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{різ}}. \qquad (1.57)$$

У даному випадку глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 визначається швидкістю $V_{різ}$ переміщення теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваного матеріалу в момент контакту круга із деталлю. Як видно, чим більше ця швидкість, тим менше величина l_2. Цим можна пояснити ефективність застосування високошвидкісного різання, оскільки швидкість $V_{різ} = V \cdot tg\beta$ за-

лежить від швидкості різання V (рис. 1.16). Чим більше швидкість різання V, тим більше швидкість $V_{різ}$, менше глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 і вище якість обробки. У цьому випадку практично все тепло, що утворюється в процесі різання, надходить до стружки, а в оброблювану деталь надходить невелика частина тепла. Це створює сприятливі умови для високоякісної обробки, виключає утворення припікань та інших температурних дефектів на оброблюваній поверхні, а також дозволяє фактично необмежено збільшувати продуктивність обробки без збільшення температури різання.

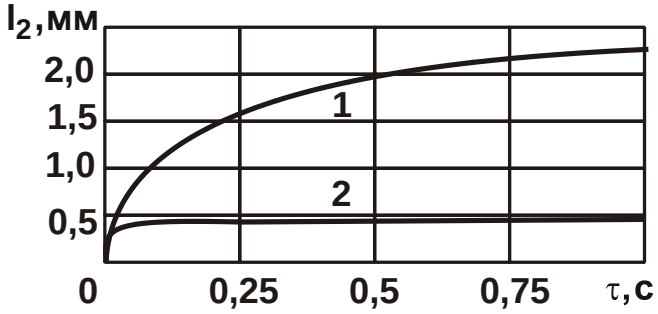


Рисунок 1.17 – Залежність параметра l_2 від часу τ шліфування сталі ШХ15: 1 – $V_{різ} = 3{,}33 \cdot 10^{-3}$ м/с; 2 – $V_{різ} = 16{,}65 \cdot 10^{-3}$ м/с

Слід зазначити, що величину l_2 для теплового процесу, що встановився в часі (рис. 1.17), тобто за умови $\theta = \theta_{max}$, можна визначити й за допомогою більш простого підходу. Для цього необхідно прирівняти швидкість проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі $V_\theta = \frac{dl_2}{d\tau} = \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \tau}}$ до швидкості $V_{різ}$ перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня. В результаті отримано рівняння $\sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \tau}} = V_{різ}$, із якого визначимо час τ досягнення умови $\theta = \theta_{max}$:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{різ}^2}. \qquad (1.58)$$

Після підстановки залежності (1.53) в залежність (1.55) отримано $l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{різ}}$. Отже прийшли до залежності (1.57).

Якщо підставити залежність (1.57) у спрощену залежність (1.17) із урахуванням відомого виразу $q = \sigma \cdot V_{\text{різ}}$, що визначається залежністю (1.35), то отримано: $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Це вказує на правильність виконаних розрахунків щодо визначення параметрів теплового процесу, виникаючого під час шліфування.

1.6. Експериментальне оцінювання достовірності отриманого теоретичного рішення

Для оцінювання достовірності отриманого уточненого теоретичного рішення проведено порівняння розрахункових і експериментальних значень параметрів теплового процесу θ, θ_{max}, θ/θ_{max} та l_2 під час плоского шліфування сплаву ЖС6К ($a = \lambda/(c \cdot \rho) = 3{,}73 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\lambda = 16{,}6$ Дж/(м·с·град); $c \cdot \rho = 4{,}46 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град)) із режимом шліфування: $V_{дет} = 0{,}1$ м/с; $t = 0{,}02$ мм; $R_{кр} = 0{,}1$ м (рис. 1.9 [117]).

Як видно із рис. 1.9, за умови досягнення певної глибини проникнення тепла в поверхневий шар деталі, що відповідає параметру l_2, температура приймає найменше значення та в подальшому залишається незмінною. Для розрахунку параметра l_2 за залежністю (1.56) необхідно знати відношення θ/θ_{max}, яке визначається за залежністю (1.50), де $V_{\text{різ}} = t/\tau$; $\tau = l/V_{дет} = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}/V_{дет}$ – 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 (1.50) із урахуванням $\tau = 0{,}02$ с встановлено: $\theta/\theta_{max} = 0{,}095$. Відповідно, за залежністю (1.56) отримано: $l_2 = 0{,}354$ мм.

На рис. 1.18 графічно показано встановлені значення параметрів теплового процесу під час шліфування.

Для визначення температури шліфування θ за залежністю $\theta = q \cdot l_2/\lambda$ необхідно знати щільність теплового потоку q. За експериментальними даними, наведеними у п. 1.2, щільність теплового потоку дорівнює $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2 [117]. Після підстановки цього значення в залежність $\theta = q \cdot l_2/\lambda$ отримано: $\theta = 1109$ °С. Отже, розрахункове значення температури шліфування ($\theta = 1109$ °С) на 11 % перевищує експе-

риментальне значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.18). Це цілком прийнятне для практичних розрахунків та указує на достовірність отриманого теоретичного рішення.

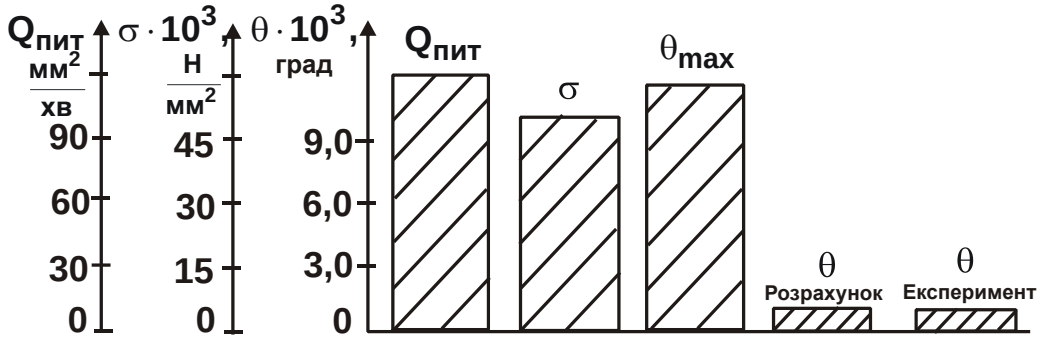


Рисунок 1.18 – Значення параметрів теплового процесу під час плоского шліфування сплаву ЖС6К

Якщо порівняти отримане значення температури шліфування $\theta = 1109$ °С із аналогічним значенням $\theta = 1210$ °С, отриманим за спрощеною залежністю (1.16), то видно, що воно менше і наближається до експериментального значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.9). Тому встановлене значення температури шліфування $\theta = 1109$ °С є уточнюючим значенням попереднього теоретичного рішення: $\theta = 1210$ °С. Це указує на те, що процес формування температури шліфування слід розглядати із урахуванням перерізання шліфувальним кругом адіабатичних стержнів, якими представлено припуск, що зрізається (рис. 1.11). При цьому розрахунки температури шліфування необхідно виконувати на основі встановленого диференційного рівняння (1.36), оскільки розрахунок на основі класичного диференційного рівняння теплопровідності матеріалу (1.2), як показано в п. 1.2, приводить до заниженого значення температури шліфування, рівного $\theta = 758$ °С.

Виходячи із отриманого уточненого теоретичного рішення, із урахуванням значення температури шліфування $\theta = 1210$ °С, максимальна температура шліфування θ_{max} за умови $\theta / \theta_{max} = 0{,}095$ дорівнює $\theta_{max} = 11673{,}7$ °С. Отже, максимальна температура шліфування θ_{max} в даному разі значно перевищує температуру плавлення оброблюваного металу. Тому питому продуктивність обробки $Q_{пит}$ можна збільшувати лише в межах збільшення температури шліфування θ до температури

плавлення оброблюваного металу, тобто до значення, що дорівнює $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t = 0{,}1 \cdot 10^3$ мм/с·0,02 мм = 120 мм^2/хв.

Визначити максимальну температуру шліфування θ_{max} можна й іншим шляхом. Для цього слід скористатися залежністю $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$. Із урахуванням потужності шліфування $N = \sigma \cdot Q$ і продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ (де B – ширина шліфування, м) щільність теплового потоку q та умовне напруження різання σ аналітично виражаються:

$$q = \frac{N}{B \cdot l} = \frac{\sigma \cdot Q}{B \cdot l} = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot t}{l}, \qquad (1.59)$$

звідки

$$\sigma = \frac{q \cdot l}{V_{дет} \cdot t}. \qquad (1.60)$$

Розрахунками за залежністю (1.60) із урахуванням експериментального значення щільності теплового потоку $q = 52 \cdot 10^6$ Вт/м^2 встановлено: $\sigma = \frac{52 \cdot 10^3 \cdot \sqrt{2 \cdot 0{,}02 \cdot 100}}{0{,}1 \cdot 10^3 \cdot 0{,}02} = 52 \cdot 10^3$ 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. 1.18).

Після підстановки встановленого значення $\sigma = 52 \cdot 10^3$ Н/мм^2 та значення $c \cdot \rho = 4{,}46 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град) в залежність $\theta_{max} = \sigma/(c \cdot \rho)$ маємо: $\theta_{max} = 11660$ °С. Це значення несуттєво (в межах 1 %) відрізняється від раніше встановленого іншим розрахунковим методом значення $\theta_{max} = 11673{,}7$ °С, тобто справедливе відношення $\theta/\theta_{max} = 0{,}095$. Отже розрахунки виконано правильно.

Незначне значення відношення $\theta/\theta_{max} = 0{,}095$ вказує на те, що під час шліфування наведені в роботі [117] 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.

Слід зазначати, що подальше збільшення продуктивності обробки шляхом збільшення швидкості деталі $V_{дет}$ або глибини шліфування t призводить до збільшення температури шліфування θ і, відповідно,

відношення θ/θ_{max} та появи на оброблюваній поверхні температурних дефектів. Виходячи з цього, основним напрямом збільшення продуктивності обробки за заданим значенням температури шліфування θ і, відповідно, відношення θ/θ_{max} є зменшення максимальної температури шліфування θ_{max}. Цього можна досягнути зменшенням енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом (застосуванням мастильно-охолоджувальних середовищ, підвищенням ріжучої здатності шліфувального круга тощо). У результаті відбудеться зменшення умовного напруження різання σ, яке за даних умов обробки приймає дуже велике значення: $\sigma = 52 \cdot 10^3$ Н/мм^2, що багаторазово перевищує межі міцності на стиск і розтягання оброблюваного матеріалу.

Параметр l_2 також можна визначити за спрощеною залежністю $l_2 = \sqrt{(2 \cdot \lambda \cdot \tau)/(c \cdot \rho)}$. Із урахуванням умови $\tau = 0{,}02$ с встановлено: $l_2 = 0{,}386$ мм. Це значення параметра l_2 несуттєво відрізняється від раніше встановленого іншим розрахунковим методом значення $l_2 = 0{,}354$ мм. Розраховані за залежностями (1.50) і $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ значення температури шліфування θ також несуттєво відрізняються від експериментально встановленого значення $\theta = 1000$ °С (рис. 1.9). Це вказує на достовірність отриманих аналітичних залежностей.

Отже, розрахунки температури шліфування θ можна виконувати за двома наведеними методами: на основі експериментальних значень щільності теплового потоку q та на основі умовного напруження різання σ, оскільки в обох випадках отримано фактично однакові значення температури шліфування θ.

Виходячи із наведених результатів можна зробити висновок, що найбільш достовірним теоретичним рішенням є рішення, яке засноване на розв'язанні диференціального рівняння (1.36). Це рівняння враховує закономірності розподілу тепла, яке виникає під час шліфування, та одночасно надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі.

Якщо ж не враховувати тепло, що надходить до стружок, то приходимо до теоретичного рішення, отриманого за спрощеною залежністю (1.16), та до розрахункового значення температури шліфування $\theta = 1210$ °С, яке значно (на 20 %) перевищує експериментальне значення $\theta = 1000$ °С.

Під час визначення температури шліфування θ на основі класичного диференційного рівняння теплопровідності матеріалу (1.2), як встановлено в п. 1.2, приходимо до значень температури шліфування, які, навпаки, менше експериментального значення $\theta = 1000$ °С. Оскільки всі наведені в роботі теоретичні рішення витікають із теплофізичних залежностей (1.12) і (1.13), то причиною розходження розрахункових і експериментальних значень температури шліфування може бути лише відмінність заданих умов формування температури шліфування за координатою x і часом τ, які для кожного отриманого теоретичного рішення різні.

Наприклад, згідно залежності (1.16) глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі досягає нескінченності, а це приводить до перерозподілу температури вздовж всієї нескінченної глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі, що й може призвести до зменшення температури шліфування θ на оброблюваній повехні деталі. Згідно ж залежності (1.26), має місце незначна глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваного матеріалу. Відповідно, температура шліфування θ на оброблюваній повехні деталі буде більше, ніж в першому випадку, оскільки кількість тепла, що витрачається на нагрівання адіабатичного стержня у двох розглянутих випадках, однакова.

Тому найбільш достовірним, на наш погляд, є теоретичний підхід до розрахунку максимальної температури шліфування θ із урахуванням кінцевої глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Тим більше, що уточнення цього рішення, яке засноване на урахуванні закономірностей розподілу тепла, яке виникає під час шліфування, та одночасно надходить до стружок і до поверхневого шару оброблюваної деталі, дозволяє отримати більш точне розрахункове значення температури шліфування.

Також слід зазначити, що теоретичне рішення, яке засноване на розв'язанні диференціального рівняння (1.36), є принципово новим в теорії шліфування. Це рішення на відміну від існуючих рішень включає нові параметри теплового процесу під час шліфування: θ_{max}, θ/θ_{max}, l_2 та, відповідно, по-новому дозволяє виконати їх розрахунок.

Враховуючи новизну цього теоретичного рішення, важливо більш детально оцінити його достовірність та можливості отримання нових

технологічних рішень на його основі. В першу чергу, важливо чисельним методом здійснити розрахунки параметрів теплового процесу під час шліфування і порівняти їх із отриманими результатами аналітичних розрахунків. Особливо це відноситься до встановлення параметра θ_{max}, який займає центральне місце у визначенні параметрів теплового процесу під час шліфування та від якого залежить достовірність отриманих результатів розрахунків.

Висновки до розділу 1

1. У роботі зазначено видатні заслуги професора Якимова Олександра Васильовича у розвитку сучасної технології машинобудування, теорії обробки матеріалів різанням і шліфуванням, верстатобудування, матеріалознавства та інших технічних наук, створенні всесвітньо відомої наукової технологічної школи із проблем підвищення якості поверхневого шару оброблюваних деталей технологічними методами. За свою наукову діяльність він підготував 55 кандидатів і 5 докторів технічних наук. За його редакцією видано 8 класичних підручників із сучасної технології машинобудування, фундаментальні монографії і наукові статті, навчальні посібники, отримано до 100 авторських свідоцтв на винаходи. Під його науковим керівництвом створено унікальний технологічний процес переривчастого шліфування, який дозволив вирішити багато складних питань, пов'язаних із високоякісною, високоточною та високопродуктивною обробкою деталей машин та інших виробів. Цей технологічний процес широко впроваджено у виробництво. На основі технологічних рішень, встановлених професором Якимовим О. В., і нині створюються нові математичні моделі та теорії сучасних технологій машинобудування, поглиблюються наукові знання щодо фізичних закономірностей та технологічних можливостей процесів шліфування і абразивної обробки. Отже, наукова технологічна школа професора Якимова Олександра Васильовича постійно працює, займається вирішенням важливих наукових проблем із підвищення ефективності сучасного виробництва.

2. Роботу присвячено подальшому розвитку технологічних рішень, отриманих професором Якимовим Олександром Васильовичем. Основну увагу приділено розвитку теплофізичних рішень для умов

шліфування, які превалюють під час формування параметрів якості оброблених поверхонь та забезпечення високих показників продуктивності, собівартості, трудомісткості обробки тощо. У роботі показано, що користуючись класичним диференційним рівнянням теплопровідності матеріалу складно визначити значення максимальної температури шліфування, яке з високою точністю співпадає з експериментальним значенням. Крім того показано, що отримані на цій основі теоретичні рішення не дозволяють встановити глибину проникнення тепла в поверхневий шар обробленої деталі та, відповідно, товщину дефектного шару матеріалу, оскільки вона приймає безмежне значення. Тому в роботі запропоновано нові наближені теоретичні рішення визначення параметрів теплового процесу під час шліфування і лезової обробки із урахуванням балансу тепла, що надходить до стружок і до оброблюваної деталі. Це дозволило наблизити розрахункову схему температури різання до реальних умов обробки. Розходження розрахункових та експериментальних значень температури шліфування в цьому разі складає не більше 12 %.

3. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням часу контакту круга із оброблюваним матеріалом температура різання безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до максимальної температури різання, яка визначається відношенням умовного напруження різання до питомої теплоємності і щільності оброблюваного матеріалу. Виходячи із цього, запропоновано максимальну температуру різання розглядати новим універсальним технологічним параметром обробки, що визначає її потенційні можливості та дозволяє порівнювати різні методи механічної обробки за температурним критерієм і вибирати найбільш ефективні із них. На цій основі обґрунтовано основний напрям зменшення температури різання та підвищення якості і продуктивності обробки, який полягає у зменшенні максимальної температури різання до рівня та нижче температури плавлення оброблюваного матеріалу завдяки зменшенню умовного напруження різання. Це дозволяє здійснити шліфування зі значною продуктивністю обробки фактично без підвищення температури різання. Встановлено також, що під час шліфування значно складніше зменшити силову і теплову напруженості процесу різання та, відповідно, умовне напруження різання і температуру різання, ніж під час лезової обробки.

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 (1.49) 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 ще й під час лезової обробки. Це дозволить всебічно оцінити достовірність розглянутого у п. 1.4 теоретичного рішення та можливості його подальшого використання на практиці для визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і лезової обробки.

У основу розрахунків покладено аналітичну залежність (1.26) 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. 1.13,а).

Виходячи із наведеної залежності (1.26), 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 $V_{різ}$, яка визначається швидкістю перерізання адіабатичного

стержня шліфувальним кругом, то, без сумніву, закономірність формування параметра l_2 і температури шліфування зміняться.

Сутність зміни полягає у тому, що час τ, який входить у залежність (1.26), 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 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 $V_{різ}$ можна розглядати періодичним із кроком $V_{різ} \cdot d\tau$, де $d\tau$ – нескінченно малий час. Тоді за час $d\tau$ глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень визначиться:

$$l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau}. \qquad (2.1)$$

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

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} - V_{різ} \cdot d\tau. \qquad (2.2)$$

Із урахуванням того, що параметр l_2, згідно залежності (1.26), визначається лише однієї змінною величиною τ, залежність (2.2) можна подати у вигляді:

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_1}, \qquad (2.3)$$

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

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

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

де $\alpha = \dfrac{V_{різ} \cdot d\tau}{l_{2_0}} < 1.$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Звідки

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

або

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

Тоді із урахуванням залежності (2.4) маємо:

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

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

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot d\tau}\cdot\left(\sqrt{1+(1-\alpha)^2}-\alpha\right) = l_{2_0}\cdot\left(\sqrt{1+(1-\alpha)^2}-\alpha\right). \qquad (2.12)$$

Під час подальшого, третього кроку переміщення теплового джерела на величину $V_{piз}\cdot d\tau$, параметр l_{2_3}, аналогічно параметрам l_{2_1} і l_{2_2}, визначиться:

$$l_{2_3} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot(d\tau+\tau_2)} - V_{piз}\cdot d\tau; \qquad (2.13)$$

$$l_{2_3} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\tau_3}, \qquad (2.14)$$

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

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

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

Із урахуванням залежності (2.11) маємо:

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

Як видно, виконується умова $\tau_3 > \tau_2 > \tau_1$. Відповідно, параметр l_{2_3} визначається:

$$l_{2_3} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot d\tau}\cdot\left\{\sqrt{1+\left[\sqrt{1+(1-\alpha)^2}-\alpha\right]^2}-\alpha\right\} =$$

$$= l_{2_0}\cdot\left\{\sqrt{1+\left[\sqrt{1+(1-\alpha)^2}-\alpha\right]^2}-\alpha\right\}. \qquad (2.17)$$

Після порівняння залежностей (2.17), (2.12) і (2.5) видно, що справедлива умова $l_{2_3} > l_{2_2} > l_{2_1}$. Отже, зі збільшенням кількості кроків $V_{piз}\cdot d\tau$ глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень збільшується.

Під час подальшого, четвертого кроку переміщення теплового джерела на величину $V_{різ} \cdot d\tau$, параметр l_{2_4} визначається:

$$l_{2_4} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_3)} - V_{різ} \cdot d\tau, \qquad (2.18)$$

або

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

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

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

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

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

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

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 (2.19) отримано:

$$l_{2_4} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + \left[1 + (1-\alpha)^2 - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\} =$$

$$= l_{2_0} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[\sqrt{1 + \left[1 + (1-\alpha)^2 - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \qquad (2.22)$$

Аналогічно визначено величину

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

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 роз-

рахунку на основі залежності (2.10), розглядаючи у ній замість кроку 2 крок n, а замість кроку 1 – крок $(n-1)$:

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

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

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

якщо розглядати його у вигляді:

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

Після перетворень рівняння (2.26) набуває вигляду рівняння (2.24). Безрозмірна величина α може змінюватися у межах: 0 … 1.

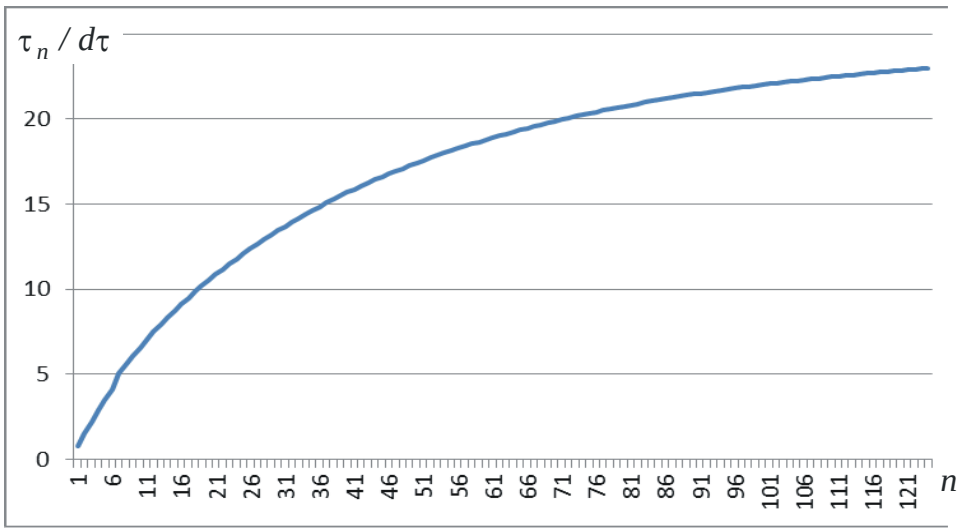
У випадку $\alpha=0{,}2$ розрахункова залежність (2.24) набуває вигляду:

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

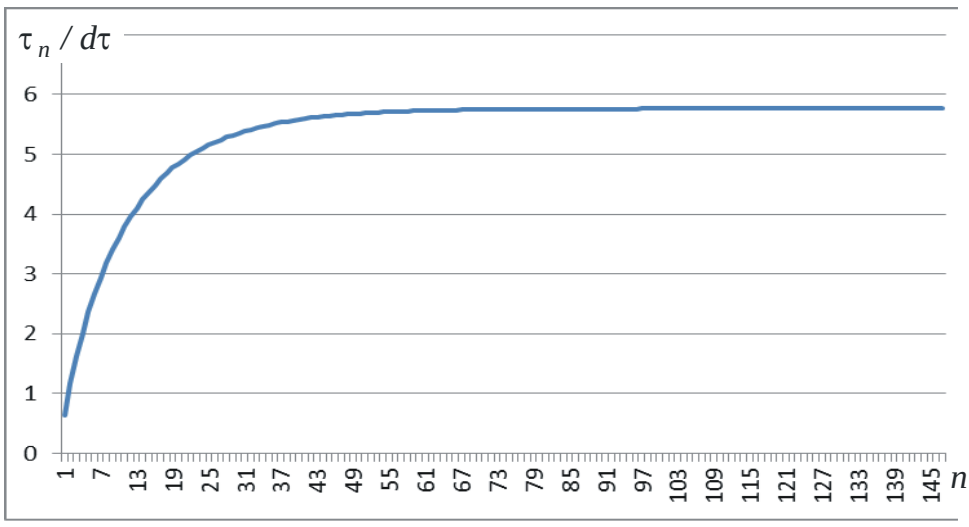
Початкове значення $\tau_1/d\tau$ визначається із залежності (2.4) і дорівнює 0,64. Виходячи із залежності (2.27), отримано $\tau_2/d\tau=1{,}1677$. Після підстановки у залежність (2.27) даного значення отримано: $\tau_3/d\tau=1{,}6187$. У табл. В.1, табл. В.2 (Додаток В) та на рис. 2.1, рис. 2.2 наведено розрахункові 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 необхідно знати значення $d\tau$, яке можна встановити за залежністю $\alpha=\dfrac{V_{різ}\cdot d\tau}{l_{2_0}}$:

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

Приймаючи вихідні дані для шліфування сталі ШХ15: $\alpha = 0{,}2$; $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $V_{piз} = 3{,}33$ мм/с; отримано: $d\tau = 0{,}0605$ 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)

У табл. В.3, табл. В.4 (Додаток В) 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. В.1, табл. В.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.

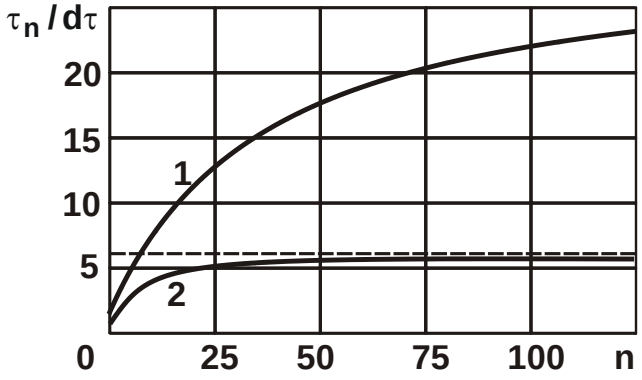
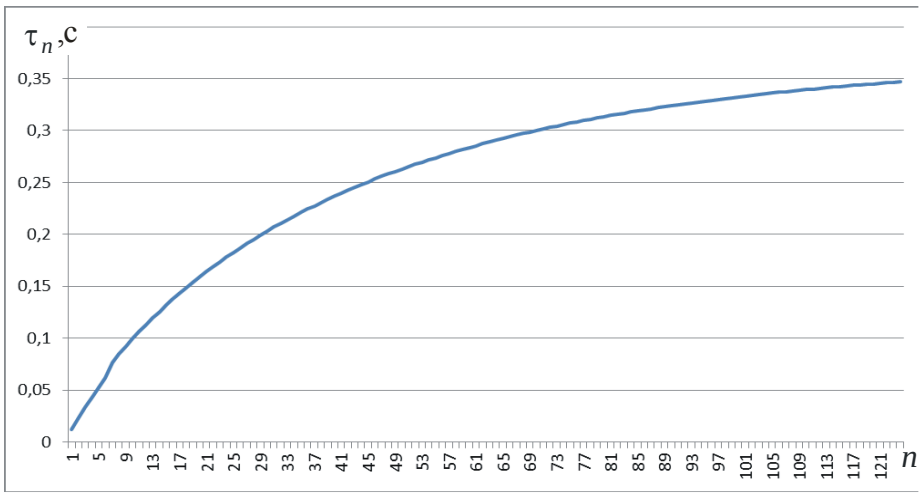
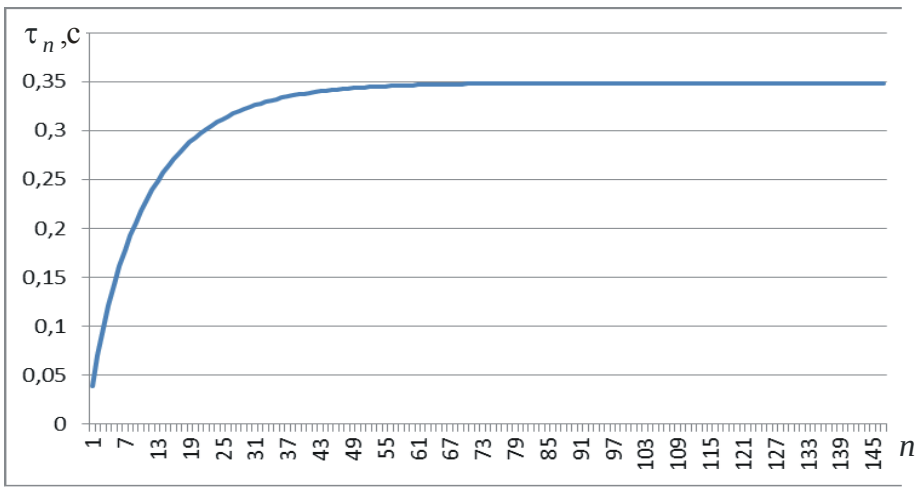


Рисунок 2.2 – Залежність $\tau_n / d\tau$ від n: 1 – $\alpha = 0{,}1$; 2 – $\alpha = 0{,}2$



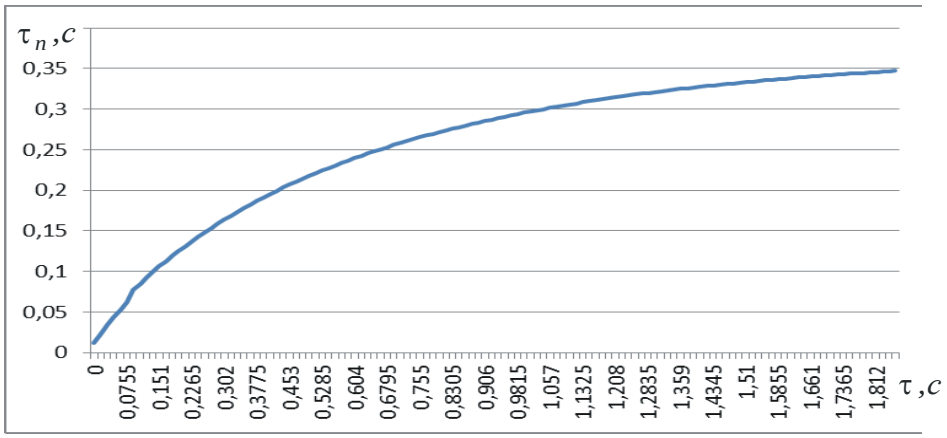
а



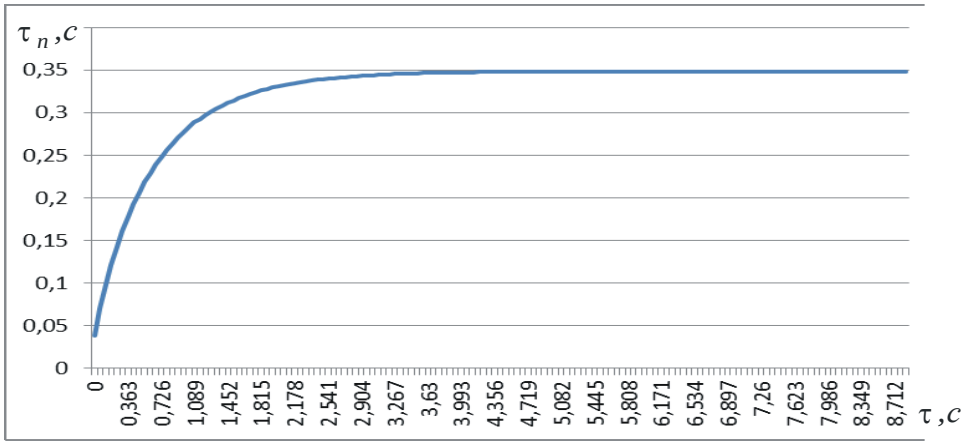
б

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

У табл. В.5, табл. В.6 (Додаток В) 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

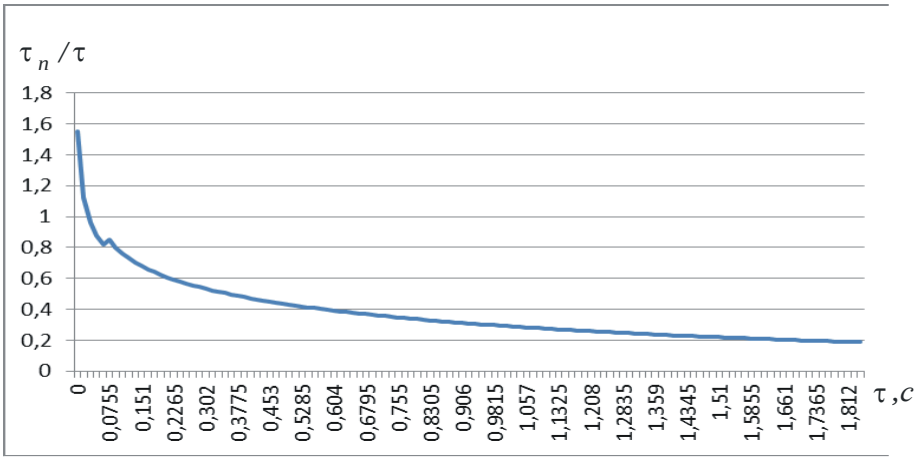


б

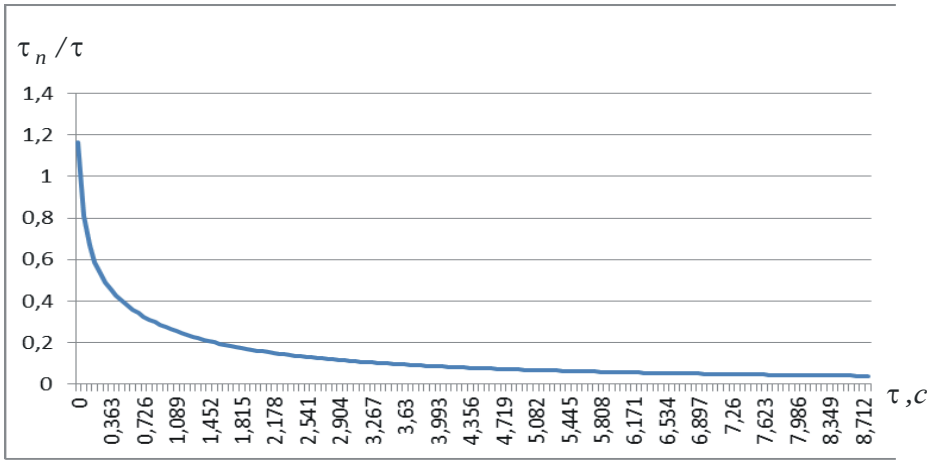
Рисунок 2.4 – Залежність τ_n від τ для $\alpha = 0{,}1$ (а) і $\alpha = 0{,}2$ (б)

У табл. В.7, табл. В.8 (Додаток В) 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 повинно зменшуватися до значення $\alpha = 0{,}2$ (рис. 2.5,а), а не до значення 0,02, як це випливає із рис. 2.5,б.

Отже, 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 [20, 113] 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)

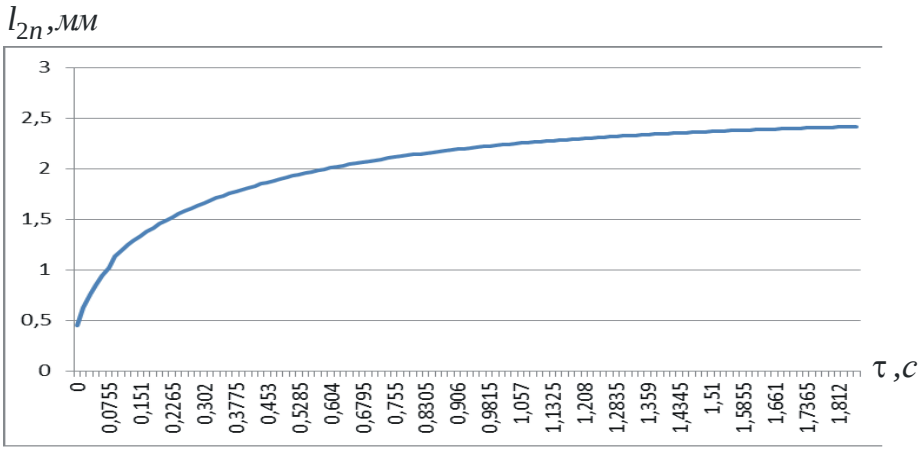
Виходячи із залежності для визначення роботи шліфування $A = N \cdot \tau$ (де N – потужність шліфування, Вт), відношення τ_n / τ дорівнює відношенню кількості тепла, що надходить у адіабатичний стержень у процесі його перерізання шліфувальним кругом, до загальної кількості тепла, що виділяється у процесі 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 указує на можливість забезпечення високоякісної обробки в умовах високопродуктивного глибинного шліфування, яке характеризується достатньо великими значеннями часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ.

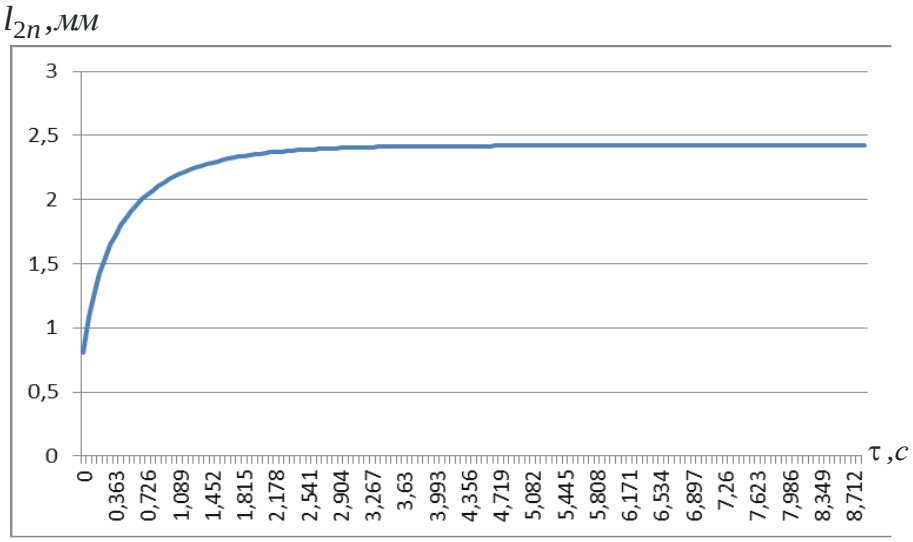
Очевидно, в умовах багатопрохідного шліфування, яке характеризується достатньо малими значеннями часу τ, відношення τ_n/τ приймає значення, близькі до одиниці. У цьому випадку фактично все тепло, яке утворюється у процесі шліфування, надходить у адіабатичний стержень, тобто в оброблювану деталь. До стружки 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, за досягнення якого температура шліфування не перевищує граничне значення.

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

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 указує, по-перше, на можливість суттєвого зменшення параметра l_{2_n} в умовах багатопрохідного шліфування, яке характеризується невеликими значеннями часу, що дозволяє забезпечити високоякісну обробку. По-друге, указує 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.



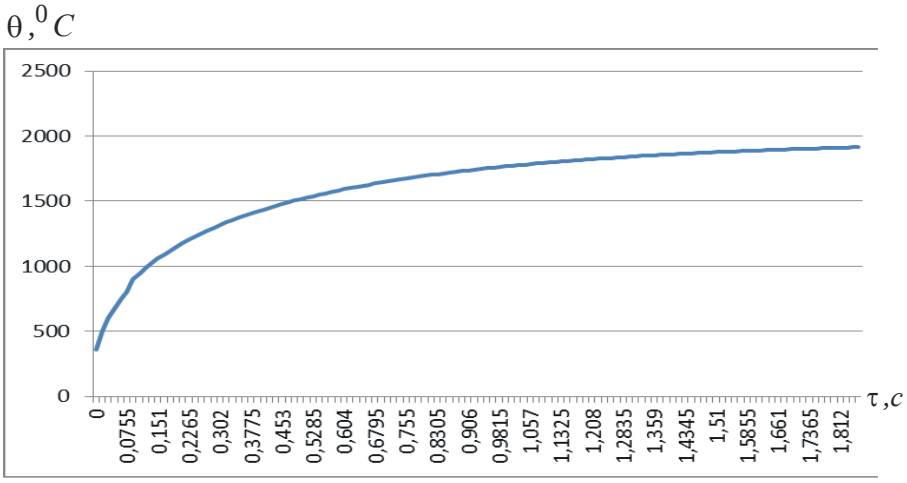
а



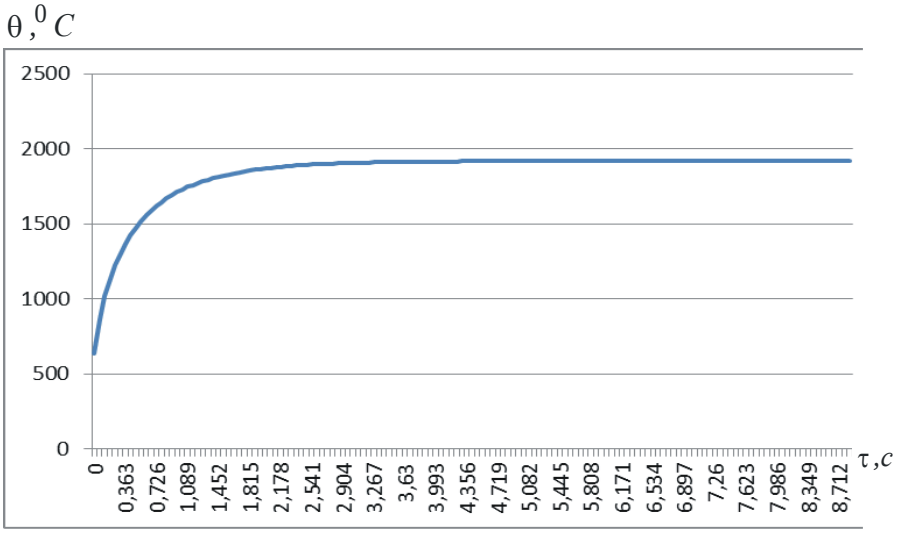
б

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

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_{2n} (табл. В.9, табл. В.10), у табл. В.11, табл. В.12 (Додаток А) та на рис. 2.7 наведено розрахункові значення температури шліфування $\theta = q \cdot l_{2n} / \lambda$, які отримано із урахуванням залежностей для визначення $q = \sigma \cdot V_{різ}$ (Вт/м^2) і умовного напруження різання $\sigma = 2 \cdot \sigma_{ст} / K_{різ}$ (Н/м^2) [99], де $\sigma = 2\sigma_{ст} / K_{різ}$; $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу (для сталі ШХ15: $\sigma_{ст} = 2000$ Н/мм^2); $K_{різ} = 0{,}4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 1010$ Н/м^2. Швидкість різання $V_{різ} = 3{,}33$ мм/с, коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу $\lambda = 42$ Вт/(м·градус).



а



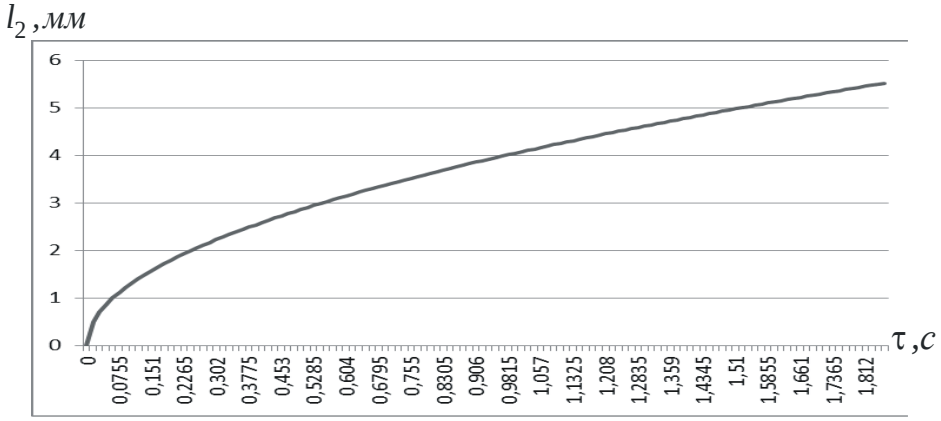
б

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

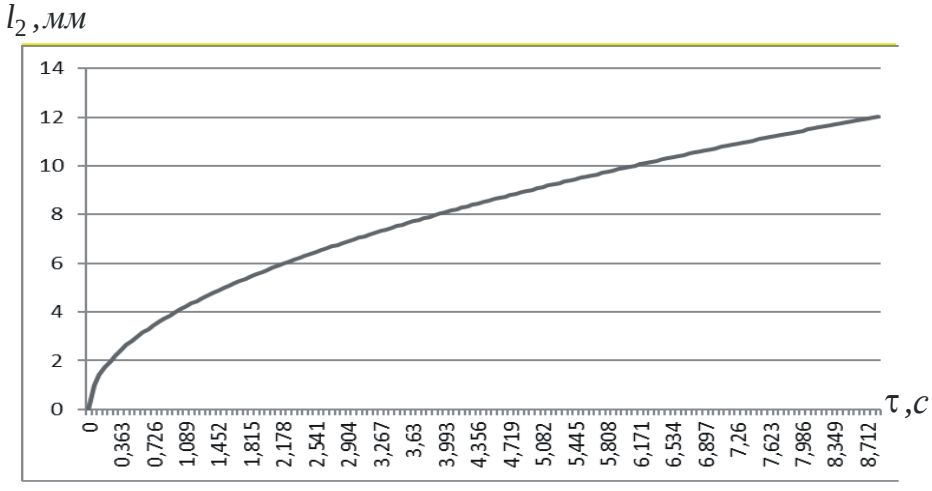
Як видно, зі збільшенням часу контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ температура шліфування θ спочатку збільшується до певного значення, потім стабілізується й залишається постійною. Отже, із точки зору забезпечення високопродуктивної обробки доцільно застосовувати глибинне шліфування,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

Як випливає із рис. 2.7, стабілізація температури шліфування θ у разі $\alpha = 0{,}1$ настає за менших значень часу τ, ніж у випадку $\alpha = 0{,}2$. Однак, максимальне значення температури шліфування θ залишається однаковим для двох випадків. Це указує на відсутність зв'язку між параметром α і максимальним значенням температури шліфування θ.

Для порівняння у табл. В.13 – табл. В.16 (Додаток В) та на рис. 2.8 і рис. 2.9 наведено розрахункові значення параметрів l_2 і θ, які отримано із використанням залежності (1.21) та залежності $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ для значень, наведених у табл. В.9 і табл. В.10 (Додаток В). Ці розрахункові значення отримано без урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня, тобто за умови $V_{різ} = 0$.



а

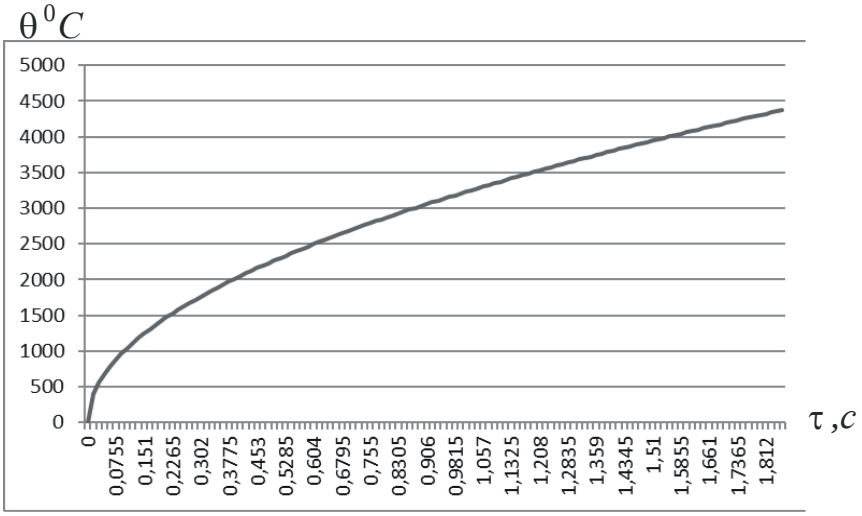


б

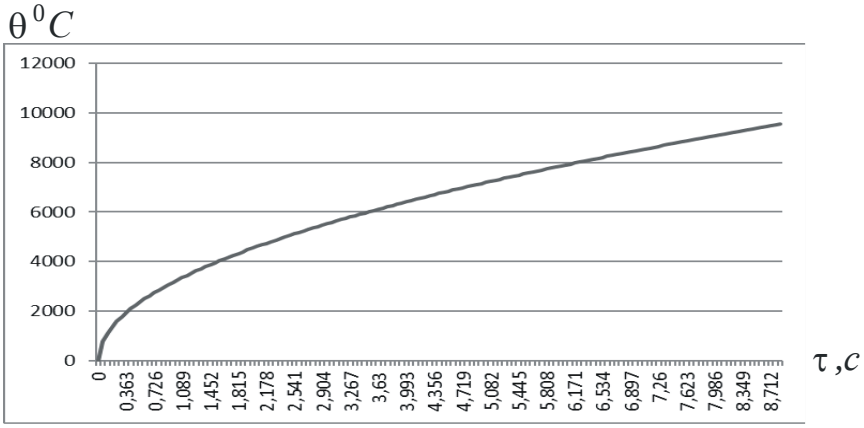
Рисунок 2.8 – Залежності l_2 від τ для $\alpha = 0{,}1$ (а) і $\alpha = 0{,}2$ (б)

Залежність (1.26) містить час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем τ, тоді як залежності, що враховують рух теплового джерела уздовж адіабатичного стержня із швидкістю $V_{різ}$,

містять час нагрівання адіабатичного стержня під час 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_n} і θ (рис. 2.6, рис. 2.7): вони зі збільшенням часу τ спочатку збільшуються, потім – залишаються постійними.



а



б

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

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.

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_{2_n} і θ (рис. 2.6, рис. 2.7), ця відмінність збільшується, що вносить принципові зміни у закономірності формування параметрів теплового процесу під час шліфування. Отже, 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:

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

Після множення та ділення лівої частини рівняння (2.29) на спо-

лучену величину $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} + \sqrt{1+\frac{\tau_n}{d\tau}}$ отримано:

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

За умови $\frac{\tau_n}{d\tau} > 1$ і $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} \approx \sqrt{1+\frac{\tau_n}{d\tau}}$, то отримано залежність:

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

Звідки

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

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

Як видно, зі збільшенням швидкості $V_{різ}$ 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}. Залежність (2.33) повністю співпадає із залежністю (1.57), отриманою іншим методом розрахунку, що указує на їх достовірність.

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

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

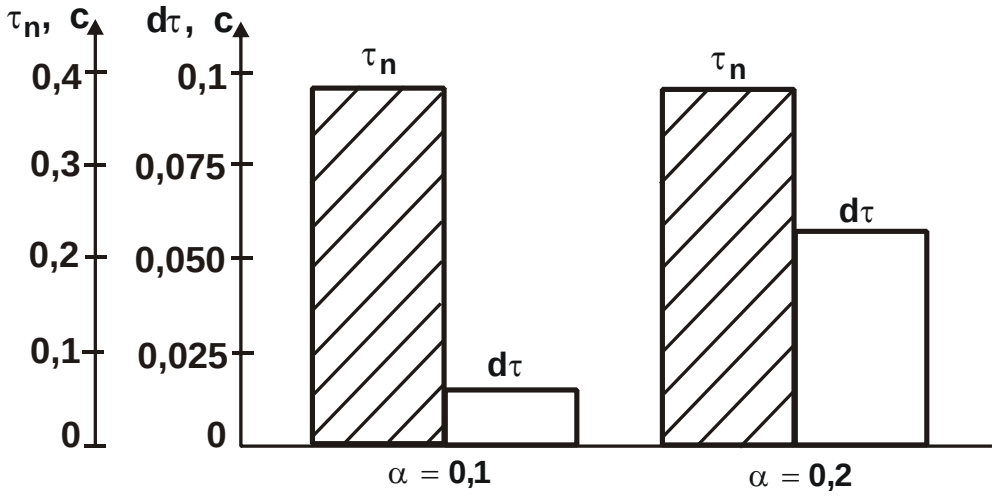
Порівнюючі отримані максимальні значення величини $\tau_n / d\tau$ із розрахунковими даними, наведеними у табл. В.1 і табл. В.2 (Додаток В), видно, що вони співпадають, тобто розрахунки виконано правильно.

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 цьому разі.

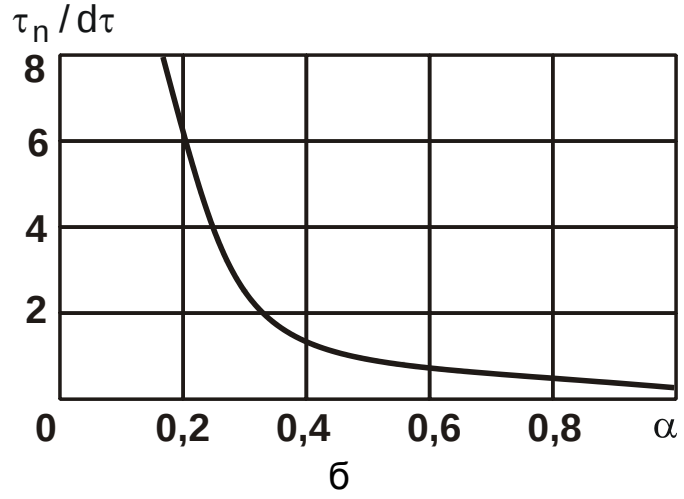
Використовуючи залежність (2.31), у табл. 2.2 і на рис. 2.10,б наведено розрахункові значення величини $\tau_n / d\tau$ для різних значень безрозмірної величини α. Як видно, зі збільшенням величини α величина $\tau_n / d\tau$ зменшується і приймає значення більші та менші одиниці. Очевидно, діапазон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



а



б

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

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 випливає із залежностей (2.31) і (2.32).

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

$$l_{2_n} - l_{2_{n-1}} = dl_2, \qquad (2.35)$$

де параметр l_2 визначається залежністю (1.21).

Залежність (2.25) можна подати у вигляді:

$$\frac{dl_2}{d\tau} = V_{різ}, \tag{2.36}$$

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

$$\sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}}\cdot\frac{1}{2}\cdot\frac{1}{\sqrt{\tau_n}} = V_{різ}, \tag{2.37}$$

звідки

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2\cdot c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{V_{різ}^2} = \frac{a}{2\cdot V_{різ}^2}; \tag{2.38}$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\frac{\lambda}{2\cdot c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{V_{різ}^2}} = \frac{\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{V_{різ}} = \frac{a}{V_{різ}}. \tag{2.39}$$

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 (1.26) для визначення параметра l_2 у несталому тепловому процесі шліфування.

Приймаючи, що у сталому тепловому процесі шліфування $l_2 = V_{різ}\cdot\tau_n$ і, замінюючи у залежності (1.26) час τ на час τ_n, за умови:

$$l_2 = V_{різ}\cdot\tau_n = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\tau_n} \tag{2.40}$$

отримано:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{2\cdot V_{різ}^2} = \frac{a}{2\cdot V_{різ}^2}; \tag{2.41}$$

$$l_{2_n} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\tau_n} = \frac{\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{V_{різ}} = \frac{a}{V_{різ}}. \tag{2.42}$$

Як видно, залежності (2.41) і (2.42) ідентичні залежностям (2.32) і (2.33). Отже, запропонований розрахунок параметрів τ_n і l_{2_n} сталого теплового процесу під час шліфування цілком правомірний і він співпадає із підходом, що приводить до залежностей (1.57) і (1.58).

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. Тоді

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

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

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

Із урахуванням виразів $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$ і $d\tau + \tau_{n-1} \approx \tau_n$ маємо:

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

Звідки

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

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

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

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 $2 \cdot V_{різ} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} = m$, маємо:

$$\int \frac{d\tau_n}{\left(1-2\cdot V_{piз}\cdot\sqrt{\frac{c\cdot\rho}{2\cdot\lambda}\cdot\tau_n}\right)}=\int\frac{2\cdot y\cdot dy}{m\cdot\left(\frac{1}{m}-y\right)}=-\frac{2}{m}\cdot\int\frac{\left(\frac{1}{m}-\frac{1}{m}-y\right)\cdot dy}{\left(\frac{1}{m}-y\right)}=$$

$$=-\frac{2}{m}\cdot\int\frac{\left(\frac{1}{m}-y\right)\cdot dy}{\left(\frac{1}{m}-y\right)}-\frac{2}{m}\cdot\int\frac{\frac{1}{m}\cdot dy}{\left(\frac{1}{m}-y\right)}=-\frac{2}{m}\cdot\left[y+\frac{1}{m}\cdot\ln\left(\frac{1}{m}-y\right)\right]=$$

$$=-\frac{2}{m}\cdot\left[\sqrt{\tau_n}+\frac{1}{m}\cdot\ln\left(\frac{1}{m}-\sqrt{\tau_n}\right)\right]. \qquad (2.48)$$

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

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

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

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

Тоді рівняння (2.49) набуває вигляду:

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

$$=-\frac{2}{m}\cdot\sqrt{\tau_n}-\frac{2}{m^2}\cdot\ln\left(1-m\cdot\sqrt{\tau_n}\right). \qquad (2.51)$$

Після нескладних перетворень отримано:

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

Звідки

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

або

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

Як видно, у разі $\tau_n = 0$ 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 випливає 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 $\tau \to \infty$. У результаті отримано:

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

Тоді, виходячи із рівняння (2.54), маємо:

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

Звідки

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

$$l_{2_n} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\tau_n} = \frac{\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\frac{1}{V_{різ}} = \frac{a}{V_{різ}}. \qquad (2.58)$$

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

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

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

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

У результаті визначено параметри τ_n і l_{2_n}, у разі досягнення яких відбувається стабілізація у часі теплового процесу під час шліфування.

Важливо перетворити залежність (2.57) за умови $\alpha = \frac{V_{різ}\cdot d\tau}{l_{2_0}}$, де $l_{2_0} = \sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot d\tau}$. У результаті отримано:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{d\tau}{\alpha \cdot l_{2_0}} \right)^2 = \frac{1}{4} \cdot \frac{d\tau}{\alpha^2}. \qquad (2.60)$$

За умови $\alpha = 0{,}2$ маємо:

$$\tau_n = 6{,}25 \cdot d\tau, \qquad (2.61)$$

звідки

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

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. В.2, Додаток В). Тому, незважаючи на перерізання адіабатичного стержня, глибина проникнення тепла у цей адіабатичний стержень приймає великі значення (які визначаються із залежності $l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot n \cdot d\tau}$), що значно перевищують значення $n = 6{,}25$, отримані із урахуванням перерізання стержня.

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

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

тоді

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

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

У табл. В.17, табл. В.18 (Додаток В) та на рис. 2.11 і 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 $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с); $V_{різ} = 3{,}33$ мм/с.

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. В.5, табл. В.7 (Додаток В, 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. В.6, табл. В.8 (Додаток В), 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.

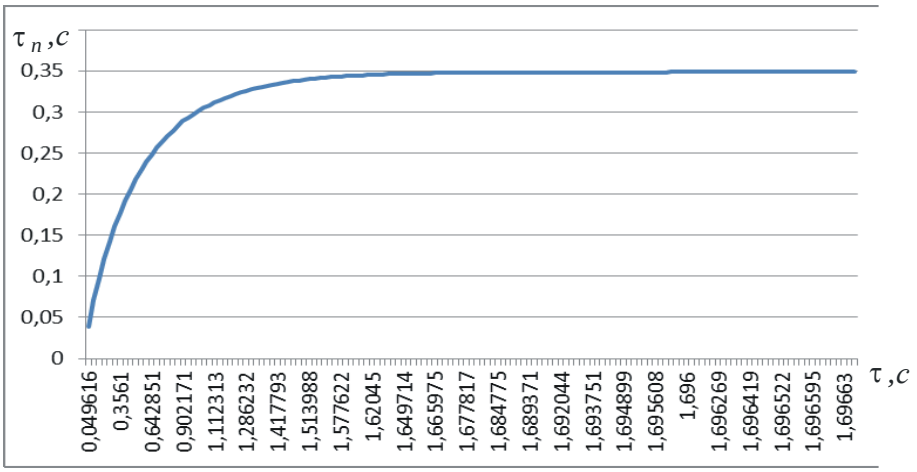


Рисунок 2.11 – Залежність τ_n від τ, яку отримано за залежністю (2.51)

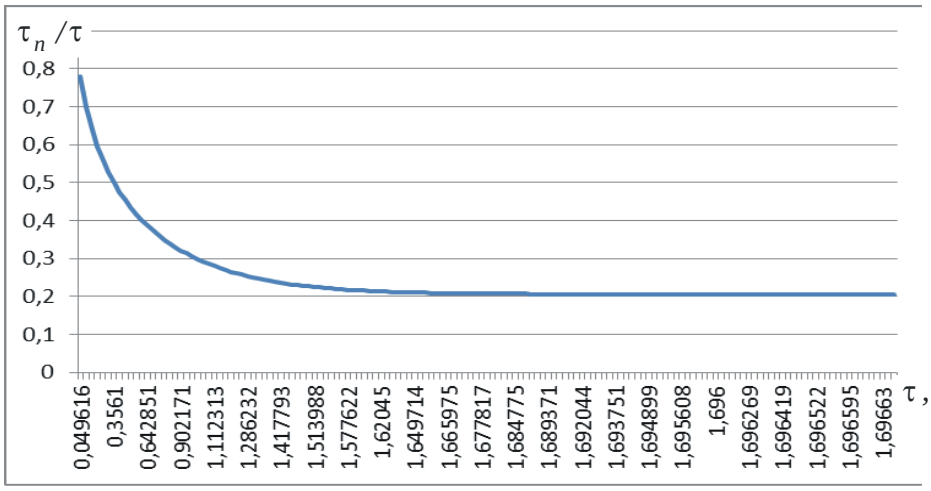


Рисунок 2.12 – Залежність τ_n/τ від τ, яку отримано за (2.51)

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

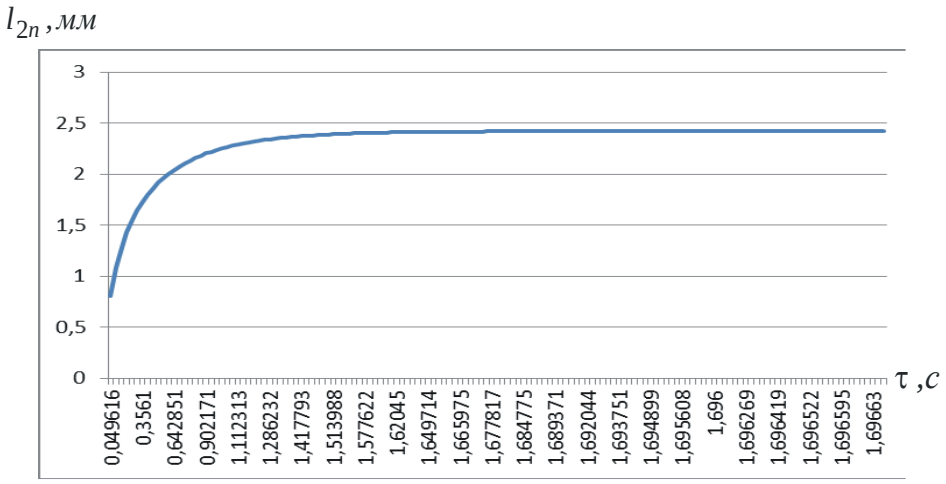


Рисунок 2.13 – Залежність l_{2n} від τ, яку отримано за залежністю (2.51)

Характер зміни параметра l_{2n} такий самий, як і на рис. 2.6, отриманому чисельним розрахунком. Розбіжність розрахункових значень параметра l_{2n}, отриманих аналітично й чисельним розрахунком, не перевищує 10 %, що указує на можливість їх практичного використання. За залежністю $l_{2n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ визначають глибину проникнення тепла у адіабатичний стержень, відраховуючи її від початкового положення теплового джерела із урахуванням перерізання кругом адіабатичного стержня:

$$l = V_{piз} \cdot \tau + l_{2n}. \qquad (2.65)$$

Тоді швидкість поширення тепла уздовж адіабатичного стержня:

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

Після розв'язання рівняння (2.61) відносно

$$\frac{d\tau_n}{d\tau} = 1 - 2 \cdot V_{piз} \cdot \sqrt{\frac{\tau_n}{2 \cdot a}} \qquad (2.67)$$

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

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

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

$$V = V_{piз}. \qquad (2.69)$$

Використовуючи розрахункові значення τ_n (табл. В.17), у табл. В.20 (Додаток В) 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 $V_{різ}$.

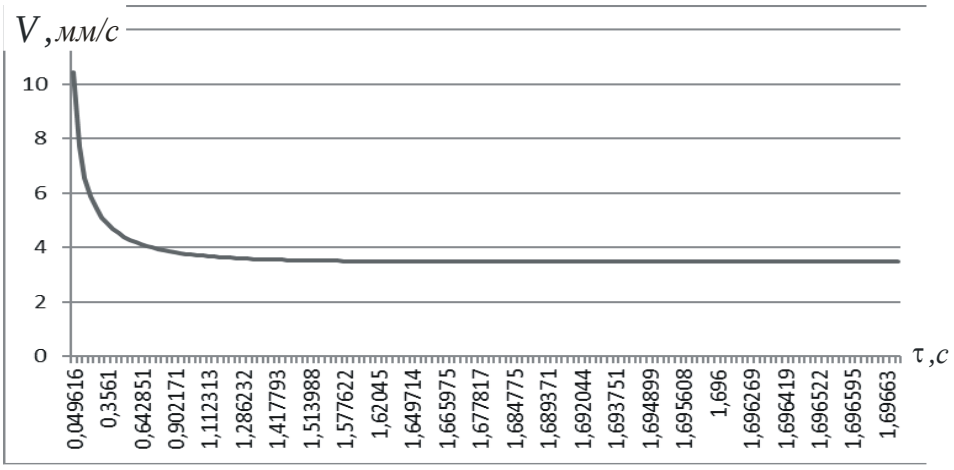


Рисунок 2.14 – Залежність V від τ, яку отримано за залежністю (2.69)

Тому сталість швидкості V у часі обумовлена тепловим насиченням адіабатичного стержня. У цьому випадку глибина проникнення тепла в адіабатичний стержень l_{2_n} залишається постійною та визначається, виходячи із залежності (2.46), відношенням $a/V_{різ}^2$. Отже, чим більше $V_{різ}$, тим менше параметр l_{2_n} і більше швидкість поширення тепла уздовж адіабатичного стержня $V \to V_{різ}$.

2.4. Аналітичне визначення температури шліфування

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

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

де $q = \sigma \cdot V_{різ}$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2;

σ – умовне напруження різання, Н/м^2.

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

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

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

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau - 2 \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}} \right) =$$

$$= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{різ}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho \cdot V_{різ}}{\lambda} \cdot l_{2_n}} \right). \qquad (2.72)$$

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

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

У результаті отримано рівняння відносно невідомої величини – температури різання під час шліфування θ. Дане рівняння ідентичне рівнянню (1.48), отриманому іншим методом розрахунку, що указує на його достовірність. Отже, застосовуючи два абсолютно різних методи розрахунку температури шліфування θ, отримано однакові рішення, що описуються рівняннями (2.73) і (1.43). Тому їх можна використовувати для вирішення практичних завдань із визначення температури шліфування θ та умов її зменшення.

У табл. В.21 (Додаток В) і на рис. 2.15 наведено розрахункові значення температури шліфування $\theta = \frac{q \cdot l_{2_n}}{\lambda}$ із урахуванням розрахункових значень параметра l_{2_n} (табл. В.19) і залежності для визначення щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{різ}$ (Вт/м^2).

Умовне напруження різання σ (Н/м^2) визначається залежністю [101]: $\sigma = 2\sigma_{ст} / К_{різ}$ (для сталі ШХ15: $\sigma_{ст} = 2000$ Н/мм^2); $К_{різ} = 0{,}4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 10^{10}$ Н/м^2. Швидкість різання $V_{різ} = 3{,}33$ мм/с; $\lambda = 42$ Вт/(м·градус). Як випливає із рис. 2.15,

зі збільшенням часу τ температура шліфування θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певного максимального значення. Максимальне значення θ_{max} можна визначити із залежності (2.73) за умови $\tau \to \infty$:

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

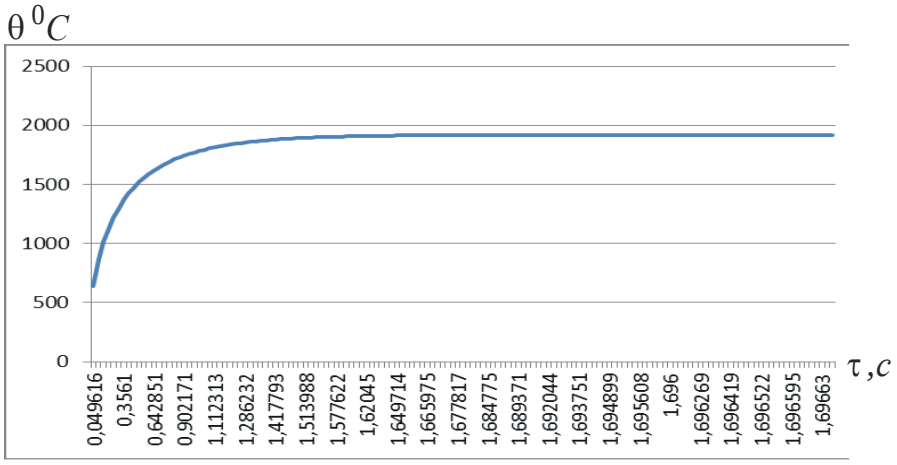


Рисунок 2.15 – Залежність θ від τ, яку отримано за залежністю (2.70)

Із залежності (2.74) видно, що максимальне значення температури шліфування θ_{max} явно не залежить від параметрів режимів шліфування, а визначається виключно умовним напруженням різання σ, яке під час шліфування описується залежністю $\sigma = 2\sigma_{ст} / K_{різ}$. 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:

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

де $l_1 = V_{різ} \cdot \tau$ – довжина зрізаної ділянки адіабатичного стержня, м (рис. 1.11).

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

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

Із залежності (2.76) випливає, що температура шліфування θ визначається сумою змінних величин $l_1 + l_{2_n}$: чим вона більше, тим більше θ. Це узгоджується із рішенням, наведеним у роботах [55, 116].

На рис. 2.16 та у табл. В.22 (Додаток В) і на рис. 2.17 та у табл. В.23 (Додаток В) наведено графіки зміни величини $l_1 = V_{різ} \cdot \tau$ та відношення l_1 / l_{2_n} залежно від часу обробки τ. Як видно, величина l_1 більше l_{2_n}. Їх сума $l_1 + l_{2_n}$ збільшується зі збільшенням часу обробки τ (рис. 2.18 та у табл. В.24 (Додаток В)), що призводить до збільшення температури шліфування θ (рис. 2.19, табл. В.25 (Додаток В)).

З порівняння рис. 2.15 і рис. 2.19 видно, що вони ідентичні. Отже, розрахунок температури 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_{2_n}.

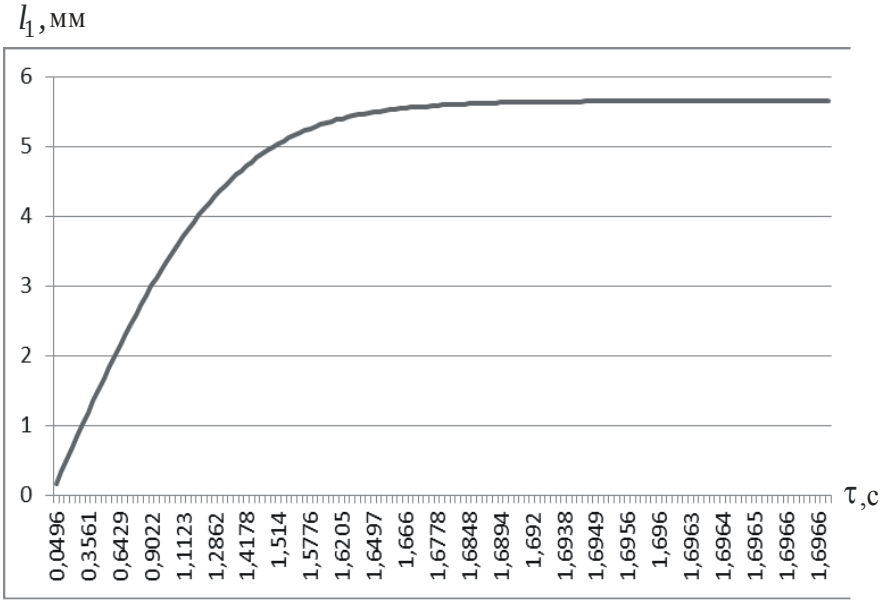


Рисунок 2.16 – Розрахункові значення $l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$ залежно від τ

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 $l_{2_n} = \sqrt{2a \cdot \tau_n}$.

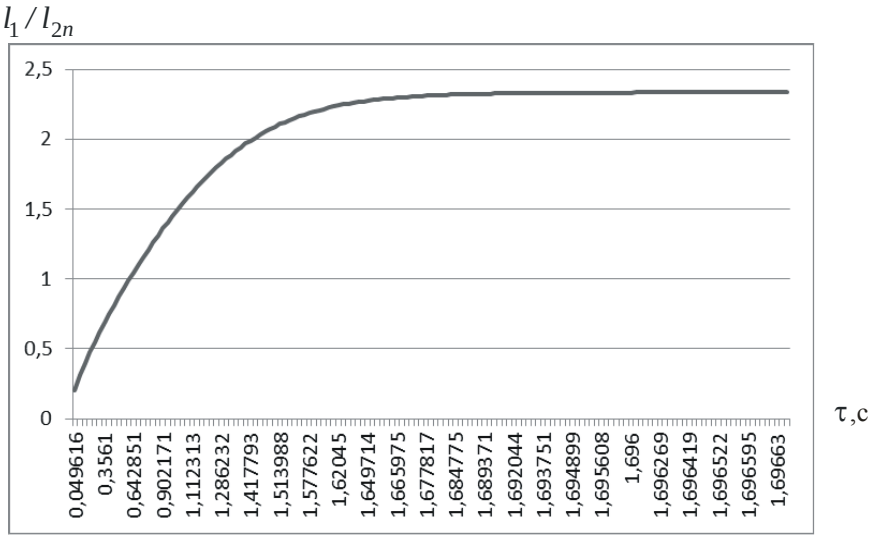


Рисунок 2.17 – Розрахункові значення l_1 / l_{2n} залежно від часу обробки τ

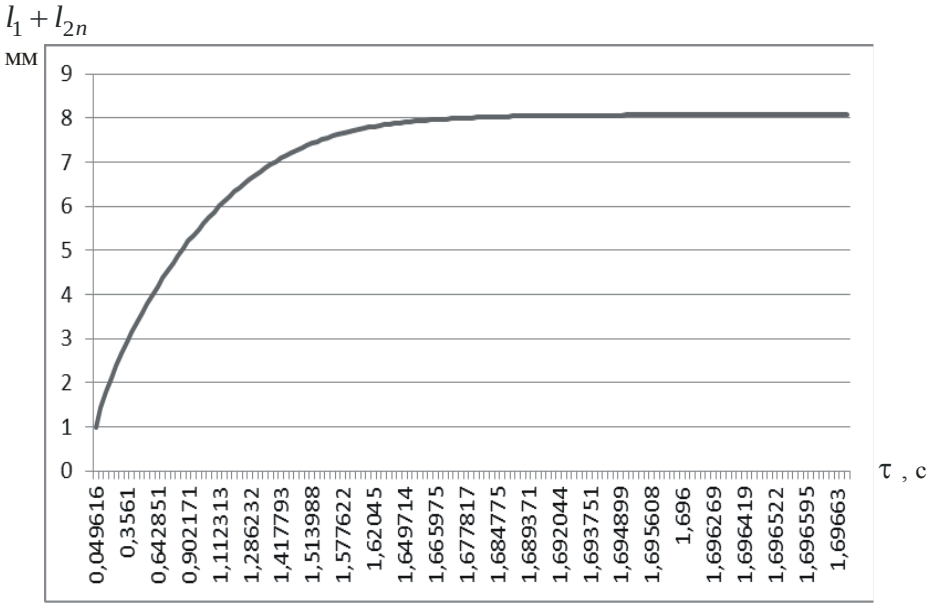


Рисунок 2.18 – Розрахункові значення $l_1 + l_{2n}$ залежно від часу обробки τ

Раніше встановлено умову: $\tau > \tau_n$. Тому, з погляду 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. В.26 (Додаток В)) 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 шліфування θ, яка змінюється за законом зміни величини l_{2n} відповідно до залежності (2.70).

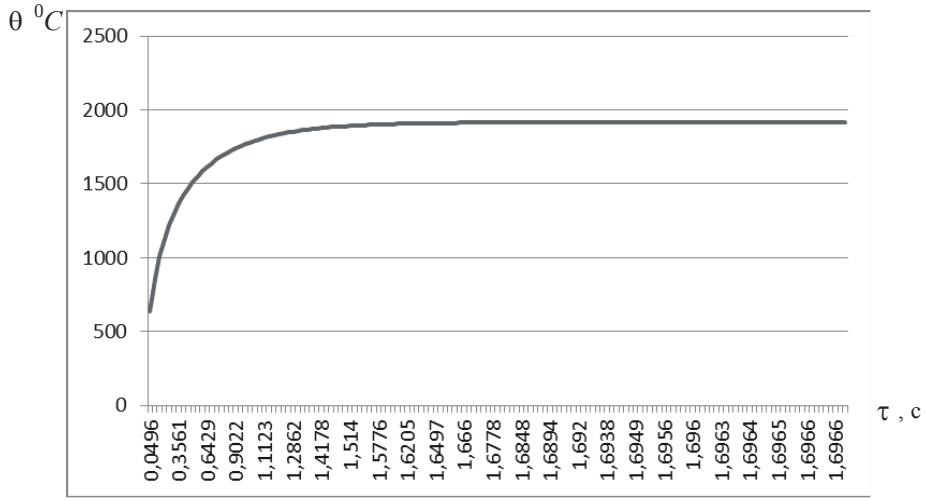


Рисунок 2.19 – Розрахункові значення θ залежно від часу обробки τ

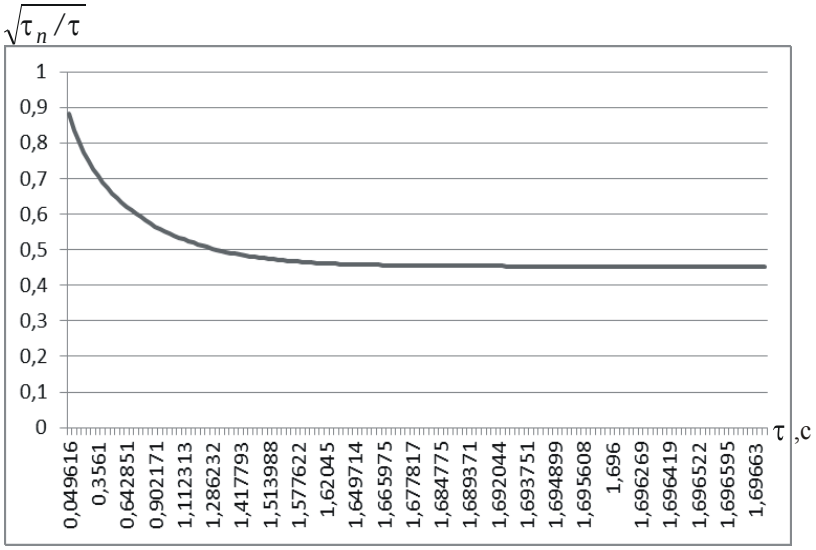


Рисунок 2.20 – Розрахункові значення $\sqrt{\tau_n / \tau}$ залежно від часу обробки τ

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

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{V_{piз}} \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho}}. \qquad (2.77)$$

Знаючи максимальне значення часу τ_n, із залежності (2.58) визначається максимальне значення величини l_{2_n}, а із залежності (2.74) – максимальне значення температури шліфування θ_{max}. Виходячи із цього, та задаючи значення часу τ_n у межах його зміни 0 ... $\tau_{n_{max}}$, на основі залежності (2.54) визначаються поточні значення

часу обробки τ. Потім – поточні значення величин l_{2_n} і θ, що дозволяє побудувати графіки залежностей τ_n, l_{2_n} і θ від часу обробки τ, а із них встановити раціональні значення τ (параметри режиму шліфування) для заданого значення θ або l_{2_n}.

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

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

Задаючи конкретні значення температури шліфування θ, за залежністю (2.7) можна визначити час перерізання кругом адіабатичного стержня τ. Очевидно, із виконанням умови $\theta \to \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ функція $\ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) = \ln 0 \to -\infty$. Відповідно, час $\tau \to \infty$. Отже, у цьому випадку температура шліфування приймає максимальне значення:

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

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

Залежність (2.78) можна подати у вигляді:

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

Приклад розрахунку часу τ*.* Оброблювальний матеріал – сталь ШХ15: $\lambda = 42$ Вт/(м·градус); $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с. Здійснюється плоске шліфування абразивним кругом із радіусом $R_{кр} = 0{,}2$ м, глиби-

ною шліфування $t = 0{,}01 \cdot 10^{-3}$ м і питомою продуктивністю обробки $Q_{пит} = 400$ мм^2/хв. Швидкість переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня (рис. 1.13,а) дорівнює: $V_{різ} = \frac{Q_{пит}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}} = 3{,}33$ мм/с.

Умовне напруження різання [99]: $\sigma = \frac{2\sigma_{ст}}{K_{різ}}$, де $\sigma_{ст}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу (для сталі ШХ15 – $\sigma_{ст} = 2000$ Н/мм^2); $K_{різ} = 0{,}4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді маємо $\sigma = 10000$ Н/мм$^2 = 10^{10}$ Н/м^2.

Відповідно, значення $c \cdot \rho = \lambda / a = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град); $c \cdot \rho / \sigma =$ $= 5 \cdot 10^{-4}$ град$^{-1}$. Після підстановки даних у залежність (2.78) отримано:

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

За умови $\theta = 2000$ °С функція $\ln\left(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta\right) = \ln 0 \to -\infty$. Відповідно, час $\tau \to \infty$. Отже, максимальна температура шліфування дорівнює $\theta_{max} = 2000$ °С. За умови $\theta = 1500$ °С маємо:

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

За умови $\theta = 1000$ °С маємо:

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

За умови $\theta = 500$ °С 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:

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

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

Таблиця 2.3 – Розрахункові значення часу перерізання кругом адіабатичного стержня τ

θ, ^{0}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	∞

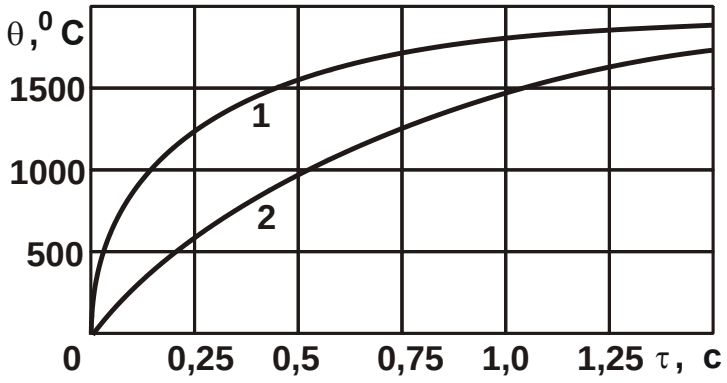


Рисунок 2.21 – Залежність θ від τ: 1 – розрахунок за залежністю (2.81); 2 – розрахунок за залежністю (2.82)

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 $\theta < 1500$ ºС. Тому розрахунки часу τ за спрощеною залежністю (2.2) можна виконувати лише за умови $\theta > 1500$ ºС. За цієї умови залежність (2.73) набуває вигляду:

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

Як випливає із залежності (2.83), температура 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 шліфування необхідно рівняння (2.83) підпорядкувати умові $\tau \to \infty$. У результаті отримано: $\theta_{max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Як видно, максимальна температура 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/м^2. Тоді

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

За умови $\theta = 200$ ºС функція $\ln\left(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta\right) = \ln 0 \to -\infty$. Отже, час $\tau \to \infty$. Відповідно, максимальна температура шліфування дорівнює $\theta_{max} = 200$ ºС. За умови $\theta = 100$ ºС маємо:

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

У результаті встановлено, що зі зменшенням умовного напруження різання σ у 10 разів максимальна температура шліфування θ_{max} зменшується пропорційно – із 2000 °С до 200 °С, що відповідає практичним даним. Знаючи характер зміни температури шліфування θ від часу перерізання шліфувальним кругом адіабатичного стержня τ (рис. 2.21), можна визначити температуру шліфування 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 шліфування θ за таких умов 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 шліфування θ слід виконувати за залежністю (2.81), оскільки розрахунок за залежністю (2.82) призводить до занижених результатів.

Приклад розрахунку. Для наведених раніше вихідних даних ($t = 0{,}01$ мм; $V_{різ} = 3{,}33$ мм/с) час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем дорівнює $\tau = t / V_{різ} = 0{,}003$ с. Виходячи із табл. 2.3, це відповідає температурі шліфування $\theta = 200$ °С. Зі збільшенням глибини шліфування t швидкість $V_{різ} = \dfrac{Q_{пит}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}$ переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня зменшується, а час контакту шліфувального круга із адіабатичним стержнем $t = t / V_{різ}$, навпаки, збільшується. Це призводить до збільшення температури 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 пере-

ходом у зону глибинного шліфування, швидкість $V_{різ}$ переміщення теплового джерела уздовж адіабатичного стержня буде дорівнювати $V_{різ} = \frac{Q_{пит}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}} = 0{,}33$ мм/с. Відповідно, залежність (2.78) набуває вигляду:

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

Аналогічно наведеним у п. 2.2 результатам розрахунків, у цьому випадку максимальна температура шліфування 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.

Таблиця 2.4 – Розрахункові значення часу τ

θ, °С	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
τ, с : за залежністю (2.81)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	∞
τ, с : за залежністю (2.85)	0	0,407	2,242	7,336	15,28	27,51	47,28	86,61	∞

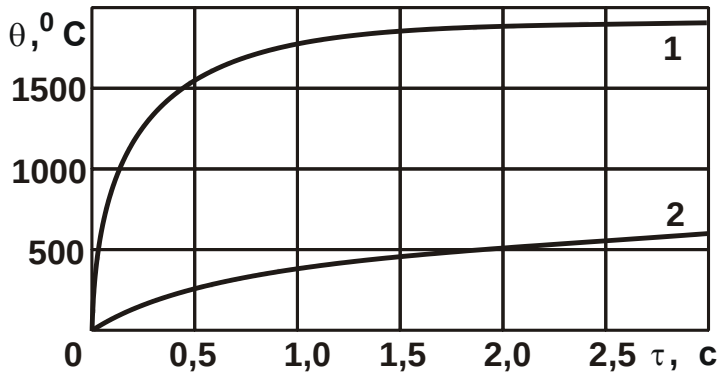


Рисунок 2.22 – Залежність температури шліфування θ від часу τ: 1; 2 – розрахунки за залежностями (2.81) і (2.85)

Для визначення конкретних значень температури шліфування θ для розглянутих випадків ($t = 0{,}01$ мм і $t = 1$ мм) необхідно знати час $\tau = t / V_{різ}$. У першому випадку $\tau_1 = 0{,}01$ мм : 3,33 мм/с = 0,003 с; у другому випадку $\tau_2 = 1$ мм : 0,33 мм/с = 3 с. Як видно, у другому випадку температура шліфування θ більше, ніж у першому, тобто глибинне шліфування здійснюється із більшою температурою шліфування, ніж

багатопрохідне шліфування. Зроблений висновок також випливає із залежності (2.78), розглядаючи у ній час $\tau = t / V_{різ}$.

Після перетворень маємо:

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

У табл. 2.5 наведено 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).

Таблиця 2.5 – Розрахункові значення безрозмірної функції f

θ, °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 шліфування θ збільшується. Отже, збільшення параметрів t і $Q_{пит}$ у залежності (2.86) призводить до збільшення температури шліфування θ. При цьому питома продуктивність обробки $Q_{пит}$ більше впливає на температуру шліфування θ, ніж глибина шліфування t, оскільки входить у залежність (2.86) із більшим ступенем. Тому домогтися зменшення температури шліфування θ для заданого значення $Q_{пит}$ можна зменшенням глибини шліфування t, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Із урахуванням умови $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ залежність (2.86) можна подати у вигляді:

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

Як видно, під час одночинникової зміни параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t, відповідно до залежності (2.87), температура шліфування θ безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до певних максимальних значень, що відповідає відомим експериментальним даним (рис. 2.23) [99].

Із табл. 2.5 випливає, що незначна зміна температури 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 шліфування θ необхідно суттєво (багаторазово) зменшити швидкість деталі $V_{дет}$ або глибину шліфування t. При цьому умовне напруження різання σ, що входить у залежність (2.87), пропорційно впливає на температуру шліфування θ, тобто домогтися максимального ефекту під час вирішення завдання зменшення температури щліфування θ можна завдяки зменшенню умовного напруження різання σ завдяки 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.

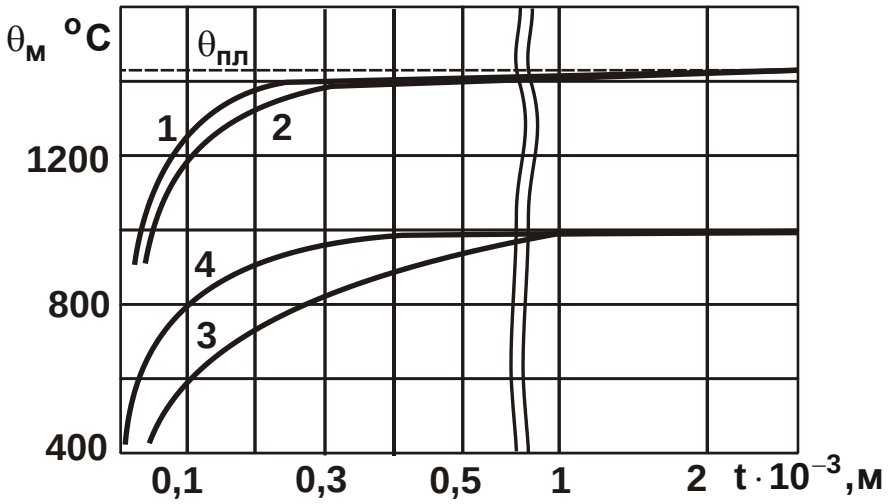


Рисунок 2.23 – Температурне поле під час шліфування на режимах різання: 1 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0{,}05$ м/с (без застосування технологічного середовища); 2 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0{,}05$ м/с (технологічне середовище із витратою $0{,}25 \cdot 10^{-3}$ м^3/с); 3 – $V_{кр} = 30$ м/с;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

У табл. 2.6 наведено розрахункові значення параметра $l_{2n} = \dfrac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{різ}}$ і часу обробки τ_n, який визначається за залежністю

$\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot l_{2n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{piз}}$. Як видно, параметри l_{2_n} і τ_n тим більше, чим більше температура шліфування θ та глибина шліфування t.

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

θ, °C	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
l_{2_n}, мм ($t = 0{,}01$ мм)	0	0,315	0,63	0,95	1,33	1,58	1,89	2,2	2,52
l_{2_n}, мм ($t = 1$ мм)	0	3,18	6,36	9,54	12,7	15,9	19,1	22,3	25,4
τ_n, с ($t = 0{,}01$ мм)	0	0,004	0,02	0,053	0,105	0,148	0,213	0,29	0,378
τ_n, с ($t = 1$ 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 шліфування $\theta = 250 \ldots 500$ °C значення τ і τ_n приблизно однакові. Зі збільшенням температури шліфування θ до 2000 °C відношення τ / τ_n збільшується. Це указує на необхідність урахування руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня під час розрахунку параметрів теплового процесу в умовах шліфування.

За відомих значень τ і τ_n можна визначити кількість тепла, що утворюється під час шліфування та надходить до стружок і до адіабатичного стержня. Очевидно, до адіабатичного стержня надходить кількість тепла, що визначається часом τ_n, а до стружок, які утворюються під час шліфування, – кількість тепла, що визначається часом $\tau - \tau_n$.

Цим показано, що параметри τ_n і τ кількісно відрізняються, для них справедливе відношення: $\tau_n < \tau$. Отже формування температури шліфування в умовах руху теплового джерела уздовж адіабатичного стержня підпорядковується іншим закономірностям у порівнянні із випадком нерухомого теплового джерела. Тому $\tau_n = \tau$ і все тепло, що утворюється у процесі шліфування, витрачається на нагрівання адіабатичного стержня. У разі дії на адіабатичний стержень рухомого теплового джерела основна частина тепла надходить до стружок і лише невелика частина тепла, що визначається часом $\tau_n < \tau$, витрачається на нагрівання адіабатичного стержня, тобто на нагрівання поверхневого шару оброблюваної деталі. Отже, температура шліфування менше, ніж у 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; $q = \sigma \cdot V_{різ}$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2; F – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м^2. Тоді кількість тепла, що надходитьу 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 до адіабатичного стержня, набирає вигляду:

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

або

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

Рівняння (2.89) можна подати у вигляді:

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

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

Відношення значень кількості тепла, що переходить до стружок, що утворюються, та до адіабатичного стержня $(\tau - \tau_n)/\tau$, збільшується зі збільшенням температури шліфування θ. Це указує на те, що зі збільшенням температури шліфування θ до 1500 °С до адіабатичного стержня надходить більше тепла, ніж до стружок, що утворюються, а зі

збільшенням температури шліфування θ від 1500 °С до 2000 °С, навпаки, більше тепла надходить до стружок, що утворюються. Тому теоретично із точки зору збільшення частки тепла, що надходить до стружок, що утворюються, і зменшення частки тепла, що надходить до адіабатичного стержня, більш ефективно шліфування здійснювати за температурою шліфування 1500 °С$< \theta <$2000 °С. Однак, реалізувати на практиці цей діапазон зміни температури шліфування неможливо, оскільки він перевищує температуру плавлення оброблюваного матеріалу.

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

θ, °С	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$(\tau - \tau_n)$, 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	∞

Отже, 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 точіння, 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_{2_n} 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 $Q_{пит} = 400$ мм^2/хв загартованої сталі ШХ15: $\lambda = 42$ Вт/(м·град.);

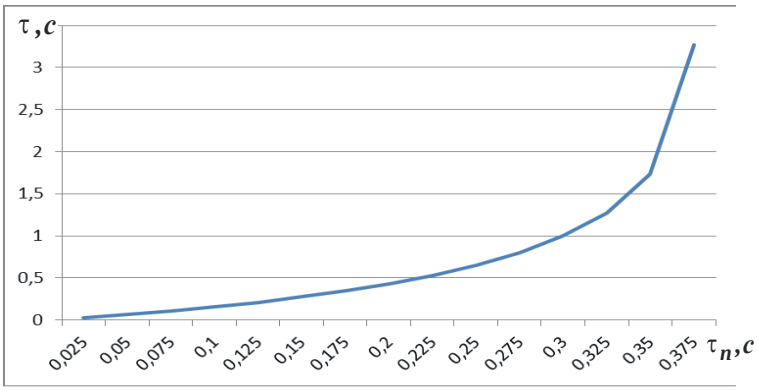
$a = \lambda / c \cdot \rho = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с. Швидкість перерізання адіабатичного стержня $V_{різ} = Q_{пит} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}} = 3{,}33$ мм/с. Умовне напруження різання [99]: $\sigma = 2\sigma_{ст} / К_{різ}$ (для сталі ШХ15: $\sigma_{ст} = 2000$ Н/мм^2); $К_{різ} = 0{,}4$ – коефіцієнт різання під час шліфування. Тоді $\sigma = 10^{10}$ Н/м^2. Розрахунками встановлено, що для цих вихідних даних $\tau_n = 0{,}378$ с; $l_{2_n} = 2{,}52$ мм; $\theta = 2000$ °С.

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

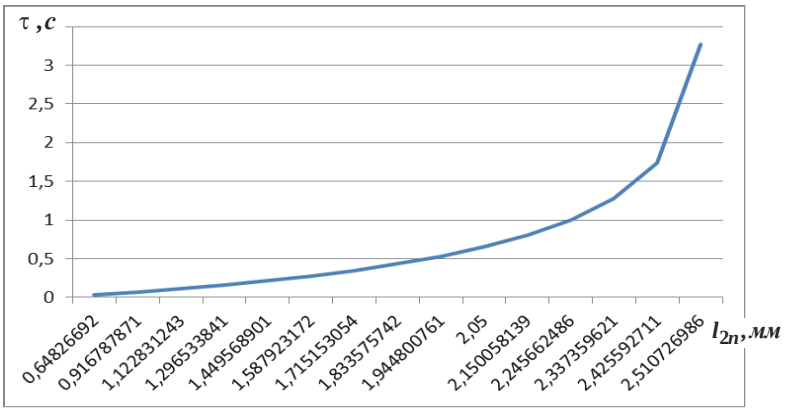
Таблиця 2.8 – Розрахункові значення τ_n, l_{2_n}, θ, $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n / τ

τ, с	τ_n, с	l_{2_n}, 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

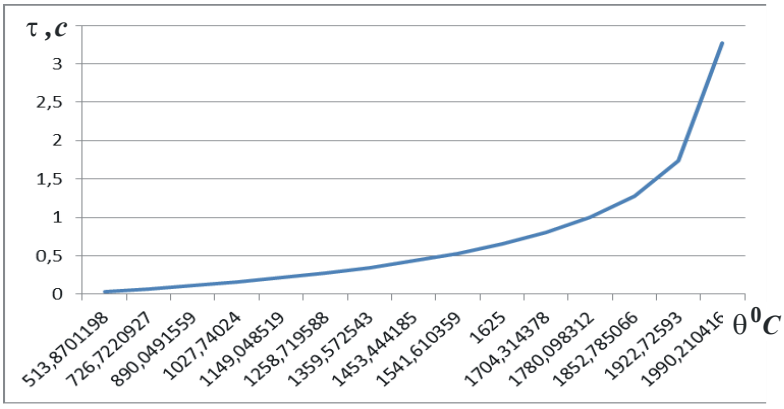
Як видно, зі збільшенням часу τ час нагрівання адіабатичного стержня τ_n збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $\tau_n = 0{,}378$ с (рис. 2.24,а). Встановлено, що $\tau_n = 0{,}375$ с, а час $\tau_n = 3{,}266$ с.



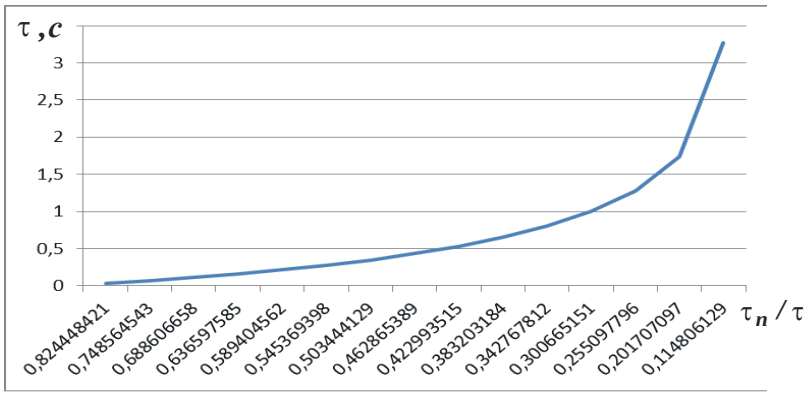
а



б



в



г

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

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 надходить до стружок, що утворюються, збільшується, а частка тепла, що надходить до адіабатичного стержня, зменшується.

Глибина проникнення тепла у адіабатичний стержень l_{2_n} (рис. 2.24,б) зі збільшенням часу τ збільшується, асимптотично наближаючись до максимального значення $l_{2_n}=2{,}52$ мм. Наприклад, за умови $\tau=3{,}266$ с параметр $l_{2_n}=2{,}51$ мм (табл. 2.8). Температура шліфування θ (рис. 2.24,в) зі збільшенням часу τ, аналогічно параметру l_{2_n}, 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 за умови $\tau=3{,}266$ 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. 1.16): $\tau=-\frac{2}{m}\cdot\sqrt{\tau_n}-\frac{2}{m^2}\cdot\ln\left(1-m\cdot\sqrt{\tau_n}\right)$; $l_{2n}=\sqrt{\frac{2\cdot\lambda}{c\cdot\rho}\cdot\tau_n}$; $\theta=\frac{q\cdot l_{2n}}{\lambda}$.

Згідно рис. 1.16, швидкість перерізання адіабатичного стержня під час точіння визначається залежністю $V_{різ}=V\cdot tg\beta$ [116], де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу. Умовне напруження різання визначається залежністю [99]: $\sigma=\sigma_{ст}\cdot ctg\beta$. Тоді із урахуванням наведеної раніше залежності $\sigma=2\sigma_{ст}/К_{різ}$, маємо: $К_{різ}=2\cdot tg\beta$.

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

Із табл. 2.9 випливає, що зі збільшенням умовного кута зсуву оброблюваного матеріалу β умовне напруження різання σ зменшуєть-

ся, а коефіцієнт різання $K_{різ}$ під час точіння, навпаки, збільшується, приймаючи за умови $\beta \geq 30^{o}$ значення, більше одиниці, що відповідає умовам лезової обробки (точіння). Швидкість $V_{різ}$ зі збільшенням кута β також збільшується, приймаючи за кутом 45° найбільше значення, яке дорівнює швидкості різання V.

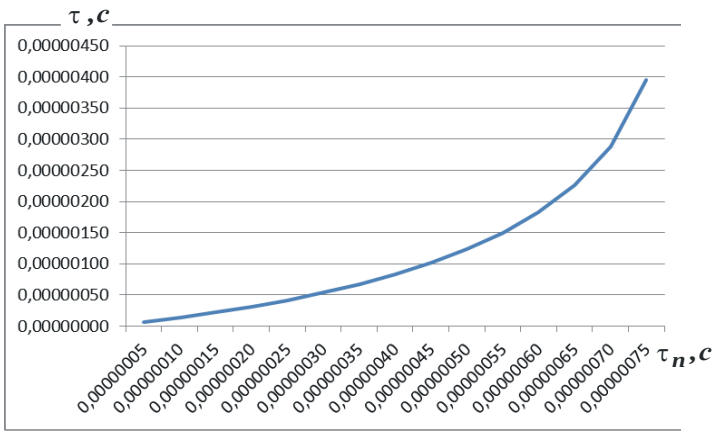
Таблиця 2.9 – Розрахункові значення параметрів $\sigma/\sigma_{ст}$, σ, $K_{різ}$, $V_{різ}$

β, градус	0	10	20	30	40	45
$\sigma/\sigma_{ст}$	∞	5,68	2,75	1,73	1,19	1
σ, Н/мм^2	∞	11360	5500	3460	2380	2000
$K_{різ}$	0	0,352	0,728	1,154	1,678	2
$V_{різ}\cdot10^3$, мм/с	0	0,85	1,82	2,92	4,2	5

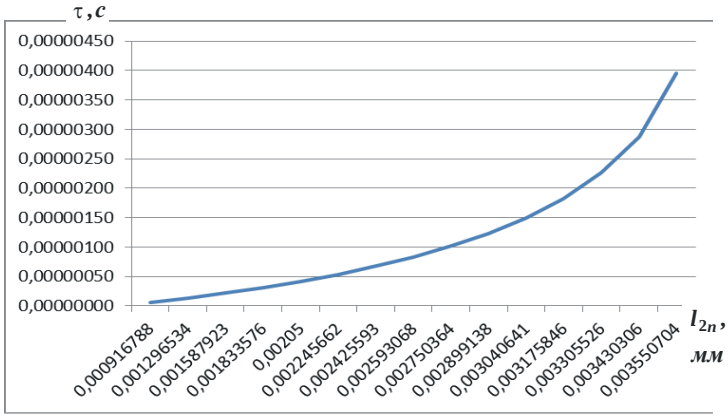
Із урахуванням даних табл. 2.9 за умов $\beta = 30^{o}$; $V_{різ} = 2{,}92$ м/с; $\sigma = 0{,}346\cdot10^{10}$ Н/м^2 та розрахункових залежностей, отримано графіки зміни параметрів τ_n, l_{2_n}, θ і відношення τ_n/τ від часу перерізання різцем адіабатичного стержня τ (рис. 2.25, табл. 2.10). Максимальні значення параметрів τ_n, l_{2_n}, θ для прийнятих вихідних даних, відповідно, дорівнюють: $\tau_n = 0{,}8\cdot10^{-6}$ с; $l_{2_n} = 3{,}668\cdot10^{-3}$ мм; $\theta = 692$ °С.

Як випливає із рис. 2.25 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 оброблюваної поверхні, ніж у процесі шліфування, що підтверджується практичними даними. Цим можна пояснити причини виникнення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях в умовах шліфування.

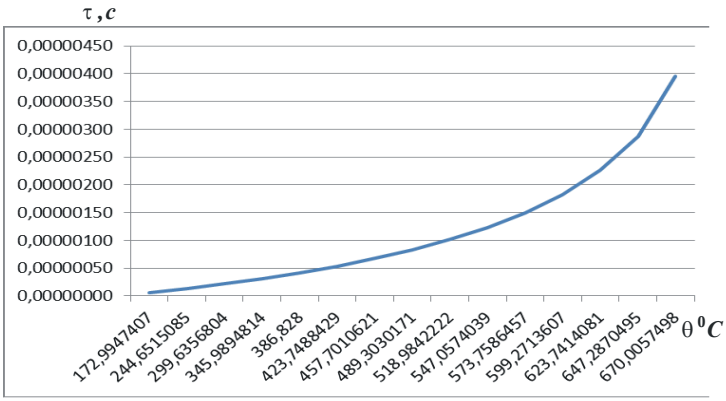
Згідно табл. 2.10, характер зміни відношень $(\tau-\tau_n)/\tau$ і τ_n/τ залишається таким же, як і під час шліфування (табл. 2.8), проте абсолютні значення τ і τ_n значно менше. Це призводить до зменшення температури різання θ і параметра l_{2_n} у порівнянні зі шліфуванням.



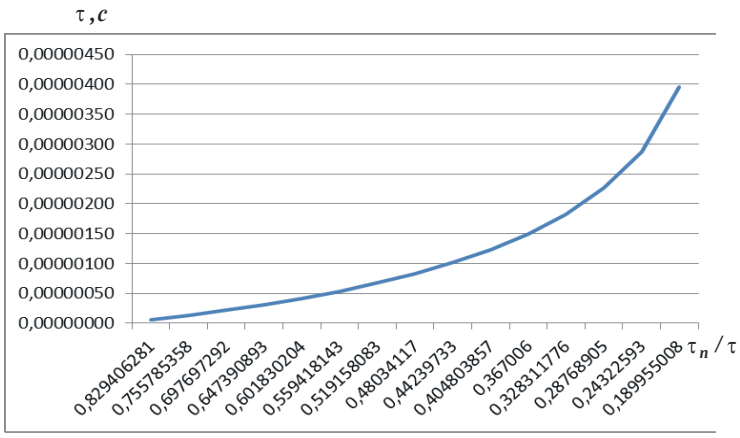
а



б



в



г

Рисунок 2.25 – Значення параметрів: τ_n (а), l_{2_n} (б), θ (в), τ_n / τ (г), τ

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

τ, с	τ_n, с	l_{2_n}, 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

У цьому разі 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, оскільки час τ контакту шліфувального круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі (час перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом) значно менше часу τ_n і температура шліфування θ не встигає досягти сталого значення. Отже, температура шліфування 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 шліфування θ можна здійснити без врахування умови перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом і переміщення теплового джерела вглиб адіабатичного стержня, тобто розглядаючи справедливою умову $\tau = \tau_n$ у всьому діапазоні зміни часу τ. Безсумнівно, це призведе до деякого збільшення темпе-

ратури шліфування θ, оскільки все тепло, що виділяється у процесі шліфування, буде надходити до оброблюваної деталі.

У результаті виконаних розрахунків визначено основні параметри теплового процесу під час шліфування та лезової обробки із урахуванням розподілу тепла, що переходить до стружок, що утворюються, та до оброблюваної деталі. 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 до оброблюваної деталі, 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, з'являється можливість прогнозувати умови забезпечення високоякісної та високопродуктивної фінішної обробки деталей машин. Наприклад, отримані теоретичні результати використано 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 визначення температури різання під час шліфування і лезової обробки

У науково-технічній літературі [20, 80, 113] наведено фундаментальні теплофізичні теоретичні рішення щодо процесів шліфування, проте вони достатньо складні для для встановлення простих інженерних рішень щодо обґрунтування умов зниження теплової навантаже-

ності процесу шліфування та вибору оптимальних умов обробки з урахуванням обмеження за температурним критерієм.

Це вимагає отримання нових теоретичних рішень, які дозволяють достатньо просто підійти до визначення температури шліфування та обгрунтування оптимальних умов обробки, що забезпечують максимально можливу продуктивність та високу якість оброблюваних поверхонь. Тому у даній роботі запропоновано достатньо простий і ефективний теоретичний підхід до визначення температури шліфування, який враховує баланс тепла, що надходить до стружок, що утворюються, та до оброблюваної деталі. Його сутність полягає у тому, що припуск, який знімається, представлено набором нескінченно тонких прямолінійних адіабатичних стержнів, які розташовано перпендикулярно руху шліфувального круга (рис. 1.11) та перерізаються у процесі шліфування. Цей теоретичний підхід є подальшим розвитком підходу, запропонованого професором Якимовим О. В. [113], за 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 врахування перерізання адіабатичних стержнів шліфувальним кругом) розглядається рух теплового джерела уздовж адіабатичного стержня. Це дозволяє автоматично враховувати тепло, що утворюється у процесі шліфування і надходить до стружок і до оброблюваної деталі, та, відповідно, наблизити теорію до практики шліфування, науково обгрунтовано 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 обгрунтувати найбільш ефективні напрями її зменшення.

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

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

де $x = \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta$;

$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{різ}^2 \cdot \tau$ – 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:

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

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

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

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

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

Звідки

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

або

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

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. Наприклад, 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 указує 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 їз загартованої сталі ШХ15 (коефіцієнт температуропровідності $\frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с), шліфувальним кругом із радіусом $R_{кр} = 0{,}2$ м у табл. 2.12 і табл. 2.13 наведено розрахункові значення величини α, які визначено із урахуванням відношень (рис. 1.11): $\tau = \frac{t}{V_{різ}}$; $V_{різ} = \frac{Q_{пит}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$; $Q_{пит} = t \cdot V_{дет}$ за перетвореною залежністю:

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{пит} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}, \qquad (2.97)$$

де t – глибина шліфування, м;

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

$Q_{пит}$ – питома продуктивність обробки, м^2/с.

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

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

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

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

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

чення температури шліфування θ, оскільки застосування залежності (2.96) може призвести до значних похибок розрахунку (більше 20 %).

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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 шліфування 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. 1.7):

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

де $q = \sigma \cdot V_{різ}$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ – 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 $\tau = t / V_{різ}$ залежність (2.103) після перетворень набуває вигляду:

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

Звідки

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

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

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 шліфування θ, розраховані на основі залежностей (2.104) – (2.106), більше у 1,41 разів.

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

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 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 разі не враховується тепло, яке переходить до стружок, що утворюються, а враховується лише тепло, яке переходить до оброблюваної деталі.

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).

Отже, за умови $\alpha < 0{,}1$ із достатньо високим ступенем точності розрахунок температури 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 [99]:

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

де $S_{мит} = Q / V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами шліфувального круга, м^2;

$Q = Q_{пит} \cdot B$ – продуктивність обробки, м^3/с;

B – ширина шліфування, м.

Із залежності (2.106) випливає, що зменшити температуру шліфування θ можна зменшенням параметрів σ, $Q_{пит}$ і t. Причому, найбільшою мірою завдяки зменшенню умовного напруження різання σ, що входить до залежності (2.106) із найбільшим ступенем. Для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = t \cdot V_{дет}$ зменшити температуру 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 $Q_{пит}$ за заданою температурою шліфування θ.

Важливим слід розглядати оцінювання максимально можливих значень величини α для умов лезової обробки (поздовжнього точіння). Для цього у залежності $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{різ}^2 \cdot \tau$ швидкість перерізання адіаба-

тичного стержня шліфувальним кругом $V_{різ}$ необхідно подати залежністю: $V_{різ} = V \cdot tg\beta$, а час перерізання адіабатичного стержня – залежністю $\tau = a / V_{різ}$, де V – швидкість різання, м/с; β – умовний кут зсуву оброблюваного матеріалу; a – товщина зрізу, м.

Тоді

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

В умовах поздовжнього точіння добуток параметрів $V \cdot a = Q_{пит}$ і, відповідно, продуктивність обробки $Q = Q_{пит} \cdot в = V \cdot a \cdot в$, де $в$ – ширина зрізу, м. Оскільки $a \cdot в = S \cdot t$ [6], то $Q = V \cdot S \cdot t$, де S – подача, м/об.; t – глибина різання, м.

В умовах шліфування продуктивність обробки $Q = V_{дет} \cdot B \cdot t$. Цим показано, що залежності для визначення продуктивності обробки в умовах поздовжнього точіння та шліфування ідентичні для значень: $V \approx V_{дет}$, $S \approx B$. Однак, в умовах поздовжнього точіння швидкість різання V багаторазово перевищує швидкість переміщення деталі $V_{дет}$ 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 $\beta = 20^o$ (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 $x \to 1$. У цьому випадку розбіжність результатів розрахунків, виконаних за рівнянням (2.91) і залежністю (2.95), невелика – у межах 5 %. Це указує на можливість використання залежності (2.95) для визначення величини x й, відповідно, температури різання θ. Отже, в умовах поздовжнього точіння розрахунок величини x можна виконувати за залежністю (2.95), а в умовах шліфування – за залежністю (2.105). Це повязано 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 $x \to 1$ у першому наближенні під час поздовжнього точіння температуру різання θ визначають за спрощеною залежністю:

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

У цьому разі 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 зменшити 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 [30, 56].

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 шліфування та значна ймовірність появи на оброблюваних поверхнях припікань, 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 під час створення та впровадженні ефективних технологічних процесів механічної обробки (точінні, шліфуванні тощо) із застосуванням сучасних ріжучих інструментів закордонного виробництва. Це дозволило у 2 ... 5 разів збільшити продуктивність обробки, забезпечити високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь, зменшити собівартість обробки.

Отже, 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 утворюються, 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.

2.8. Спрощені теоретичні підходи до визначення умов формування температури шліфування

У п. 2.8 розглянуто спрощені аналітичні підходи до визначення температури шліфування, які доповнюють класичні теплофізичні рішення і дозволяють достатньо просто підійти до оптимізації умов обробки. Виходячи із цього, важливо провести подальший спрощений аналіз умов формування температури різання як під час шліфування, так і під час лезової обробки і обґрунтувати умови її зменшення на основі урахування балансу тепла, що виникає в процесі різання та надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі і до стружок, що утворюються. Припускаючи, що тепло, яке утворюється під час шліфування, переважно надходить до поверхневого шару оброблюваної деталі (рис. 2.26), визначимо глибину його проникнення в оброблюваний матеріал, за якою температура досягає нульового значення.

Для вирішення цього завдання слід скористатися відомою залежністю для визначення кількості тепла Q_1, яке виділяється в тілі, що має форму адіабатичного стержня (рис. 2.26), під час нагрівання до деякої температури θ в процесі шліфування:

$$Q_1 = c \cdot m \cdot \theta, \qquad (2.110)$$

де $m = \rho \cdot S \cdot l_2$ – маса нагрітого адіабатичного стержня, кг;

S – площа поперечного перерізу адіабатичного стержня, м^2;

l_2 – довжина нагрітої частини адіабатичного стержня, м.

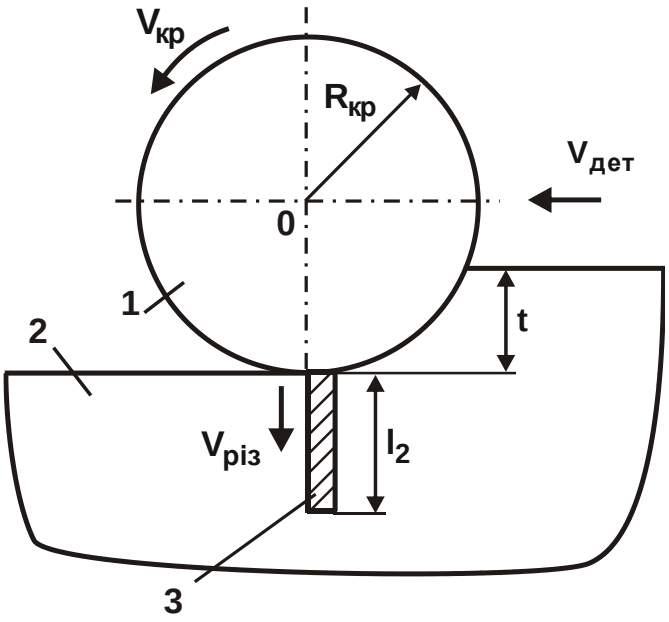


Рисунок 2.26 – Розрахункова схема параметрів процесу шліфування:
1 – круг; 2 – оброблювана деталь; 3 – адіабатичний стержень

Із іншого боку, $Q_1 = N \cdot \tau = q \cdot S \cdot \tau$, де $N = q \cdot S$ – потужність шліфування, Вт; τ – час дії теплового джерела на адіабатичний стержень, с; q – щільність теплового потоку, Вт/м^2. Тоді, після перетворення залежності (2.110) визначено температуру шліфування:

$$\theta = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2}. \qquad (2.111)$$

Внаслідок теплопровідності матеріалу адіабатичного стержня кількість тепла Q_2, яке за час τ надійшло уздовж адіабатичного стержня довжиною l_2, дорівнює:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{(\theta_2 - \theta_1)}{l_2} \cdot \tau, \qquad (2.112)$$

де θ_2, θ_1 – значення температури на початку та в кінці адіабатичного стержня, град.

Із урахуванням умови $Q_2 = Q_1 = q \cdot S \cdot \tau$ маємо:

$$(\theta_2 - \theta_1) = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}. \qquad (2.113)$$

Приймаючи середню температуру θ адіабатичного стержня у вигляді $\theta = 0{,}5 \cdot (\theta_2 + \theta_1)$, залежність (2.111) набуває вигляду:

$$(\theta_2 + \theta_1) = \frac{2 \cdot q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2}. \qquad (2.114)$$

Максимальна температура буде досягатися на торці адіабатичного стержня, де діє теплове джерело. Тоді, після спільного розв'язання залежностей (2.113) і (2.114) щодо температур θ_2 і θ_1, маємо:

$$\theta_2 = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2} + \frac{q \cdot l_2}{2 \cdot \lambda}; \qquad (2.115)$$

$$\theta_1 = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2} - \frac{q \cdot l_2}{2 \cdot \lambda}. \qquad (2.116)$$

Як видно, справедлива умова $\theta_2 > \theta_1$, тобто розрахунки виконано правильно.

Виходячи із залежності (2.115), довжина нагрітої частини адіабатичного стержня l_2 неоднозначно впливає на температуру θ_2, тобто має місце екстремум функції θ_2 від l_2. Для його визначення слід підпорядкувати залежність (2.115) необхідній умові екстремуму: $(\theta_2)'_{l_2} = 0$. Після перетворень отримано:

$$(\theta_2)'_{l_2} = -\frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2^2} + \frac{q}{2 \cdot \lambda} = 0. \qquad (2.117)$$

Відповідно, друга похідна визначається залежністю:

$$(\theta_2)''_{l_2} = \frac{2 \cdot q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2^3} > 0. \qquad (2.118)$$

Оскільки друга похідна $(\theta_2)''_{l_2}$ в точці екстремуму більше за нуль (тобто позитивна величина), то має місце мінімум температури θ_2.

Екстремальне значення довжини нагрітої частини адіабатичного стержня, виходячи з рівняння (2.117), дорівнює:

$$l_{2\text{екстр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}, \qquad (2.119)$$

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

Підставляючи залежність (2.119) у залежність (2.115), визначено мінімально можливу температуру θ_2:

$$\theta_2 = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \qquad (2.120)$$

Для визначення температури θ_1 в точці екстремуму (мінімуму) температури θ_2 необхідно підставити залежність (2.119) у залежність (2.116). Після перетворень отримано: $\theta_1 = 0$, що відповідає фізичному змісту задачі.

У табл. 2.16 наведено розрахункові значення першого і другого доданків залежності (2.115), а також температури шліфування θ_2 для вихідних даних (шліфування загартованої сталі ШХ15): $q = 1$ Вт/м^2; $\tau = 0{,}01$; $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\lambda = 42$ Вт/(м·град.). Як видно, зі збільшенням параметра l перший доданок і температура θ_2 зменшуються, а другий доданок збільшується. За значенням $l_{2екстр} = 410$ мкм, яке розраховане за залежністю (2.119), температура θ_2 приймає мінімальне значення $\theta_2 = 10^{-5}$ град., яке розраховане за залежністю (2.120). Цим показано, що дійсно в точці екстремуму має місце мінімум температури θ_2.

Таблиця 2.16 – Розрахункові значення першого і другого доданків залежності (2.115) та температури θ_2

$l_2 \cdot 10^{-6}$, м	1	10	100	1000
$\frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l_2}$, C°	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-6}$
$\frac{q \cdot l_2}{2 \cdot \lambda}$, C°	$1{,}2 \cdot 10^{-8}$	$1{,}2 \cdot 10^{-7}$	$1{,}2 \cdot 10^{-6}$	$1{,}2 \cdot 10^{-5}$
θ_2, C°	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2{,}2 \cdot 10^{-5}$	$1{,}4 \cdot 10^{-5}$

Під час обробки деталі товщиною $l_2 < l_{2екстр}$, згідно табл. 2.16, температура θ_2 менше екстремального (мінімального) значення θ_2, що визначається залежністю (2.120). Для визначення поточного значення температури θ_2 слід скористатися залежність (2.115), а для визначення температури θ_1 – відповідно, залежність (2.116). Виходячи із залежності (2.116), температура θ_1 із зменшенням довжини $l_2 \to 0$ збільшується від 0 до ∞. При цьому різниця температур $(\theta_2 - \theta_1)$, виходячи із залежності (2.113), зменшується зі зменшенням довжини l_2, тобто

температура стає приблизно однаковою вздовж усієї нагрітої частини адіабатичного стержня довжиною l_2. У цьому разі в першому наближенні температуру адіабатичного стержня можна визначити за середнім значенням на основі залежності (2.110) без урахування залежності (2.111), обумовленої теплопровідністю оброблюваного матеріалу. Найбільше значення $(\theta_2 - \theta_1)$, виходячи із залежності (2.113), визначається за умови $l_2 = l_{2екстр}$:

$$(\theta_2 - \theta_1) = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \qquad (2.121)$$

Цим показано, що під час шліфування тонкостінних деталей, коли товщина поверхневого шару оброблюваного матеріалу менше екстремального значення довжини $l_{2екстр}$, температура шліфування суттєво збільшується, а це може призвести до виникнення різних температурних дефектів. Тому необхідно зменшувати $l_{2екстр}$ через зменшення часу τ завдяки збільшенню швидкості переміщення теплового джерела (шліфувального круга) вздовж оброблюваної деталі.

Зменшити параметр $l_{2екстр}$ і температуру $\theta_2 = q \cdot l_{2екстр} / \lambda$ можна збільшенням коефіцієнта теплопровідності оброблюваного матеріалу λ, що входить у залежність (2.119), тобто завдяки вибору оптимальної характеристики оброблюваного матеріалу.

Як показано раніше, за умови $l_2 < l_{2екстр}$ температуру шліфування можна у першому наближенні розрахувати за залежністю (2.111), розглядаючи $Q_1 = N \cdot \tau$, де $N = P_z \cdot V_{кр}$ – потужність різання, Вт; $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенційна складова сили різання, Н; σ – умовне напруження різання, Н/м^2; $Q = V_{різ} \cdot S$ – продуктивність обробки, м^3/с; $V_{різ}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом (рис. 2.26), м/с; $V_{кр}$ – швидкість круга, м/с.

Після перетворень отримано:

$$Q_1 = \sigma \cdot S \cdot t, \qquad (2.122)$$

де $t = V_{різ} \cdot \tau$ – глибина шліфування, м.

Після підстановки залежності (2.122) у залежність (2.110), маємо:

$$\theta = \frac{Q_1}{c \cdot m} = \frac{\sigma \cdot t}{c \cdot \rho \cdot l_2}. \qquad (2.123)$$

Згідно залежності (2.123), зменшення довжини l_2 призводить до підвищення температури шліфування θ. Її зменшити можна зменшенням умовного напруження різання σ та глибини шліфування t. При цьому з метою збільшення продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ (де B – ширина шліфування, м; $V_{дет}$ – швидкість переміщення деталі, м/с) необхідно збільшувати $V_{дет}$, тобто обробку здійснювати за схемою багатопрохідного шліфування. Однак, найбільший ефект у зменшенні температури шліфування θ досягається завдяки зменшенню умовного напруження різання σ через підвищення ріжучої здатності круга та зменшення інтенсивності тертя в зоні різання.

Отримане рішення справедливе і під час різання лезовими інструментами. Наприклад, під час поздовжнього точіння:

$$Q_1 = P_z \cdot V \cdot \tau = \sigma \cdot S_0 \cdot V \cdot \tau = \sigma \cdot t \cdot S_{позд} \cdot V \cdot \tau, \qquad (2.124)$$

де $P_z = \sigma \cdot S_0$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

$S_0 = t \cdot S_{позд}$ – площа поперечного перерізу зрізу, м^2;

t – глибина різання, м;

$S_{позд}$ – поздовжня подача, м/об.;

V – швидкість різання, м/с.

Залежність (2.124) можна подати у вигляді: $Q_1 = \sigma \cdot Q \cdot \tau$, де $Q = t \cdot S_{позд} \cdot V = V_{різ} \cdot S$. Тоді

$$Q_1 = \sigma \cdot V_{різ} \cdot S \cdot \tau = \sigma \cdot S \cdot t, \qquad (2.125)$$

де $t = V_{різ} \cdot \tau$ – глибина шліфування, м.

Після підстановки залежності (2.125) у залежність (2.110) маємо:

$$\theta = \frac{Q_1}{c \cdot m} = \frac{\sigma \cdot t}{c \cdot \rho \cdot l_2}. \qquad (2.126)$$

У результаті встановлено залежність для визначення температури шліфування θ, яка ідентична залежності (2.123). Отже, температура різання θ під час шліфування і лезової обробки описується однією і тією самою залежністю. Зменшити температуру різання θ під час лезової обробки, як і під час шліфування, можна забезпеченням високої ріжучої здатності інструменту і зменшенням інтенсивності тертя в зоні різання.

Для остаточного визначення температури шліфування θ_2 необхідно в залежності (2.120) виразити щільність теплового потоку q через

параметри режиму шліфування: $q = N/S = \sigma \cdot V_{різ}$ [61]. Із урахуванням відношення $V_{різ} = t/\tau = t \cdot V_{дет}/L$ (рис. 2.26) отримано:

$$\theta_2 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{пит}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}, \qquad (2.127)$$

де $\tau = L/V_{дет}$;

$L = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ – довжина контакту круга з деталлю, м;

$R_{кр}$ – радіус круга, м;

$Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м^2/с.

Як видно, зменшити температуру шліфування можна зменшенням параметрів σ, $Q_{пит}$ і t. Оскільки питому продуктивність обробки $Q_{пит}$ необхідно збільшувати, то основними умовами зменшення температури шліфування θ_2 слід розглядати зменшення параметрів σ і t через забезпечення високої ріжучої здатності круга (відповідно, зменшення інтенсивності тертя в зоні різання) та застосування багатопрохідного шліфування.

Залежність (2.127) отримано за умови, що все тепло, яке виділяється під час шліфування, надходить до оброблюваної деталі. У дійсності, тепло, яке виділяється під час шліфування, надходить як до оброблюваної деталі, так і до стружок, що утворюються, і до шліфувального кругу [85; 136]. Тому для визначення температури шліфування θ_2 з урахуванням тепла, яке надходить до оброблюваної деталі і до стружок, що утворюються, необхідно роботу різання $A = N \cdot \tau$ прийняти рівною кількості тепла, яке виділилося під час шліфування. У результаті отримано:

$$Q_1 = c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right) = c \cdot \rho \cdot B \cdot L \cdot \theta_2 \cdot \left(t + \frac{l_{2екстр}}{2} \right), \qquad (2.128)$$

де $m_1 = \rho \cdot B \cdot L \cdot t$ – маса стружок, що утворюються, кг;

$m_1 = \rho \cdot B \cdot L \cdot l_{2екстр}$ – маса об'єму оброблюваного матеріалу $B \cdot L \cdot l_{2екстр}$, кг.

Виходячи із залежності (2.128), з урахуванням відомого виразу для визначення роботи різання $A = \sigma \cdot B \cdot L \cdot t$ та умови $A = Q_1$, встановлено температуру шліфування θ_2:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_{2екстр}}{2 \cdot t}\right)}. \qquad (2.129)$$

Довжина нагрітої частини адіабатичного стержня $l_{2екстр}$, що визначається залежністю (2.119), з урахуванням відношень $\tau = L / V_{дет}$ і $L = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ приймає такий вигляд:

$$l_{2екстр} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дет}}}. \qquad (2.130)$$

Після підстановки залежності (2.130) у залежність (2.129), визначено температуру шліфування θ_2:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{Q_{пит}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}}\right)}. \qquad (2.131)$$

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t та питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ температура шліфування θ_2 безперервно збільшується, асимптотично наближаючись до сталого значення $\sigma / c \cdot \rho$ (рис. 2.27). Цим показано, що урахування одночасно тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, і до оброблюваної деталі, змінює характер формування температури шліфування θ_2, оскільки залежності (2.127) і (2.131) різні.

Зменшити температуру шліфування θ_2 за умови $Q_{пит} = \text{const}$ можна зменшенням глибини шліфування t за одночасним збільшенням швидкості деталі $V_{дет}$, тобто застосуванням схеми багатопрохідного шліфування.

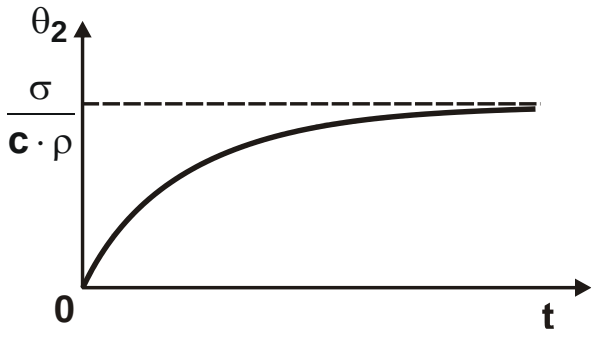


Рисунок 2.27 – Залежність температури θ_2 від глибини шліфування t

Виходячи із залежності (2.128), визначено частку тепла, яке надходить до стружок, що утворюються:

$$\alpha_1 = \frac{c \cdot m_1 \cdot \theta_2}{c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right)} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot Q_{пит}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}} \right)} \qquad (2.132)$$

та частку тепла, яке надходить до оброблюваної деталі:

$$\alpha_2 = \frac{c \cdot m_1 \cdot \frac{\theta_2}{2}}{c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right)} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{пит}}{\lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}} \right)}. \qquad (2.133)$$

Як випливає із залежностей (2.132) і (2.133), зі збільшенням глибини шліфування t частка тепла α_1, яке надходить до стружок, що утворюються, збільшується від 0 до 1, а частка тепла α_2, яке надходить до оброблюваної деталі, навпаки, зменшується від 1 до 0.

У табл. 2.17 наведено розрахункові значення відношення $l_{2екстр}/2 \cdot t$, параметрів α_1 і α_2 для вихідних даних (шліфування загартованої сталі ШХ15): $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; $\lambda = 42$ Вт/(м·град.); $Q_{пит} = 10^{-5}$ м^2/с; $R_{кр} = 0{,}2$ м.

Таблиця 2.17 – Розрахункові значення відношення $l_{2екстр}/2 \cdot t$ і параметрів α_1 і α_2

$t \cdot 10^{-6}$, м	10	20	40	80	160	320
$l_{2екстр}/2 \cdot t$	9,17	7,7	6,47	5,44	4,57	3,84
α_1	0,1	0,12	0,14	0,155	0,18	0,2
α_2	0,9	0,88	0,86	0,845	0,82	0,8

Як видно, зі збільшенням глибини шліфування t за умов звичайного багатопрохідного шліфування має місце незначне збільшення параметра α_1 і зменшення параметра α_2, тобто в оброблювану деталь надходить фактично все тепло, що утворюється під час шліфування. При цьому довжина нагрітої частини адіабатичного стержня $l_{2екстр}$ значно перевищує глибину шліфування t (до 10 разів). Цим і пояснюється висока ймовірність утворення різних температурних дефектів

(припікань, мікротріщин тощо) на оброблюваних поверхнях деталі під час шліфування.

Із порівняння залежностей (2.131) і (2.132) видно, що характер зміни частки тепла α_1, яка надходить до стружок, що утворюються, ідентичний характеру зміни температури шліфування. Отже, температура шліфування θ_2 змінюється за законом зміни параметра α_1. Відповідно, залежність (2.131) можна подати у вигляді:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \alpha_1. \qquad (2.134)$$

Виходячи із цього, важливою умовою зменшення температури шліфування θ_2 є зменшення параметра α_1 завдяки зменшенню глибини шліфування t за заданим значенням питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$. Однак, основною умовою зменшення температури шліфування θ_2 слід розглядати зменшення умовного напруження різання σ, оскільки воно прямо пропорційно пов'язане із температурою шліфування θ_2.

Залежність (2.127) після перетворень можна подати в такому вигляді:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \frac{1}{Q_{пит}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}} \right)}. \qquad (2.135)$$

Залежність (2.135) відрізняється від аналогічної залежності (2.131) лише відсутністю в знаменнику (у дужках) першого доданку, що дорівнює одиниці. Однак, судячи з розрахункових значень параметра α_1 (табл. 2.17), який входить у залежність (2.134), він набуває невеликих значень – значно менше одиниці.

Тому в першому наближенні залежності (2.135) і (2.131) можна розглядати фактично ідентичними, і розрахунки температури шліфування θ_2 здійснювати за обома залежностями. Ця закономірність обумовлена тим, що практично все тепло, що утворюється під час багатопрохідного шліфування, надходить до оброблюваної деталі. Отже, урахування тепла, яке надходить до стружок, що утворюються, не вносить принципових змін в закономірності формування температури шліфування θ_2.

До такого ж висновку можна дійти, розглядаючи процес поздовжнього точіння, для якого справедлива залежність (2.128) із урахуванням відношення $Q_1 = A = \sigma \cdot B \cdot L \cdot t$. У результаті приходимо до залежності (2.129), отриманої щодо процесу шліфування. Отже, температура різання θ_2 під час шліфування та лезової обробки описується однією і тією самою залежністю. Відмінність полягає лише у значеннях умовного напруження різання, яке, як відомо, менше під час лезової обробки, оскільки під час шліфування має місце інтенсивне тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Цим пояснюються підвищені значення температури під час шліфування. Тому лезову обробку доцільно використовувати також і на фінішних операціях для забезпечення високоякісної обробки.

Висновки до розділу 2

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 різання 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 (що дорівнює 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 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 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 шліфування набуває відносно невеликих значень. В умовах глибинного шліфування, навпаки, до 80 % тепла надходить до стружок, що утворюються, а температура шліфування потенційно може досягти значення максимальної температури шліфування і забезпечити реалізацію сталого в часі теплового процесу. За умови зменшення максимальної

температури шліфування до значень, які менше температури плавлення оброблюваного матеріалу, це дозволить домогтися суттєвого збільшення продуктивності без зниження якості обробки.

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, температура 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 до оброблюваної деталі, зменшується, а частка тепла, що надходить до стружок, що утворюються, навпаки, збільшується. У результаті зменшується час нагрівання поверхневого шару деталі у порівнянні із часом контакту шліфувального круга із фіксованою площиною оброблюваної деталі. Це й зумовлює існування обмежень зміни температури шліфування 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. Тому під час точіння менша ймовірність виникнення температурних дефектів на оброблюваної 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 під час шліфування 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 через 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 зменшення температури у поверхневому шарі оброблюваної деталі. Встановлено, що отримане теоретичне рішення узгоджується із результатами експериментальних досліджень. Тому ефективно використовувати на машинобудівних підприємствах сучасні збірні твердосплавні інструменти зі зносостійкими покриттями закордонного виробництва, які характеризуються високою тепловою стійкістю в умовах високошвидкісної обробки. Виходячи з цього, надано практичні рекомендації щодо ефективного застосування цих інструментів у виробництві за умов забезпечення високих показників якості та продуктивності обробки. Ці практичні рекомендації використано на ряді машинобудівних підприємств під час створення та впровадженні ефективних технологічних процесів механічної обробки (точінні, шліфуванні тощо) із застосуванням сучасних ріжучих інструментів закордонного виробництва, наприклад, виробництва фірми ISCAR та сучасних металорізальних верстатів із ЧПУ типу "обробний центр". Це дозволило у 2 ... 5 разів збільшити продуктивність обробки, забезпечити високі показники якості та точності оброблюваних поверхонь, зменшити собівартість обробки.

6. Отримано спрощені аналітичні залежності для визначення температури різання під час шліфування та лезової обробки із урахуванням балансу тепла, що надходить до оброблюваної деталі та стружок, що утворюються. Розрахунками встановлено, що під час багатопрохідного шліфування в оброблювану деталь надходить фактично все тепло, що утворюється під час шліфування, чим і пояснюється висока ймовірність утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях деталі. Доведено, що під час шліфування та лезвої обробки температура різання описується фактично однаковими залежностями, а зменшити температуру різання можна, головним чином, завдяки зменшенню умовного напруження різання через підвищення ріжучої здатності круга та зниженню інтенсивності тертя в зоні різання, а також через зменшення глибини шліфування та збільшення швидкості деталі. Показано, що внаслідок менших значень умовного напруження різання під час лезової обробки її доцільно використовувати на фінішних операціях замість процесів шліфування, які характеризуються підвищеними показниками енергоємності обробки та температури різання.

Розділ 3
Теоретичне обгрунтування оптимальних умов шліфування за температурним критерієм

3.1. Аналітичне визначення умов зменшення температури переривчастого шліфування

Загальновідомо, що застосування переривчастого шліфування дозволяє зменшити температуру різання та підвищити якість обробки деталей машин у порівнянні із шліфуванням суцільними кругами. Ефект обробки досягається шляхом вилучення утворення на оброблюваних поверхнях припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів. Це дозволяє метод переривчастого шліфування широко застосовувати на операціях чистового шліфування на підприємствах авіа-, приладо- та машинобудування [138].

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 [130]. Тому, виходячи із практичного досвіду, постійно вдосконалюють конструкції переривчастих кругів та технологій їх застосування, що забезпечує підвищення продуктивності та виключення утворення на оброблюваних поверхнях припікань [136] та мікроструктурних ушкоджень [137]. Наприклад, у роботі [120] запропоновано сегментний круг, що дозволяє змен-шити температуру шліфування значно нижче критичної межі та вилучити утворення припікань на оброблюваній поверхні (титанового сплаву Ti-6Al-4V). У роботі [140] також показано, що, здійснюючи переривчасте шліфування сучасної кераміки за допомогою сегментного круга спеціальної конструкції T-Tool, можна досягти зменшення сили і температури різання, збільшити швидкість знімання матеріалу, особливо під час шліфування кераміки SiC [141]. У роботі [131] 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 в основному результати експериментальних досліджень, що дозволяють отримати лише часткові рішення, які справедливі для конкретних умов обробки та які не дають загального (узагальнювального) уявлення щодо шляхів зменшення температури шліфування та підвищення продуктивності обробки. Як відомо, більш загальні рішення можна отримати на основі теоретичних досліджень. Виходячи із цього, важливо встановити узагальнювальні теоретичні рішення для визначення умов суттєвого зменшення температури шліфування та підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Це дозволить у широких межах зміни параметрів режиму шліфування і характеристик переривчастих кругів знаходити оптимальні рішення для подальшого вдосконалення переривчастого шліфування.

Тому для обґрунтування умов зменшення температури шліфування у роботі [93] розроблено практичні рекомендації щодо вибору геометричних характеристик переривчастого профілю робочих поверхонь абразивних кругів. У роботі [143] запропоновано здійснювати просочення переривчастих кругів контактним способом, а у роботі [144] запропоновано ефективні склади твердого мастила для просочення переривчастих кругів. Встановлено, що важливим чинником зменшення температури переривчастого шліфування є застосування абразивних високопористих кругів [122], алмазних кругів [35] та ефективних технологічних середовищ [125].

У роботі [126] запропоновано метод проєктування оптимальної геометрії переривчастої робочої поверхні круга. У роботі [118] теоретично та експериментально встановлено, що температура шліфування під час плоского переривчастого шліфування залежить від стану зачеплення сегментів круга – числа теплових імпульсів у зоні шліфування. У роботі [142] наведено розрахунок довжин виступів та вирізів переривчастого круга із урахуванням теплового та динамічного чинників.

У роботі [88] розроблено узагальнювальну математичну модель теплового процесу переривчастого шліфування. Встановлено, що зменшити температуру шліфування можна зменшенням часу контакту робочого виступу круга із оброблюваної деталлю, тобто зменшенням довжини робочого виступу круга. Такий результат отримано теоретичним шляхом у роботах [93, 99, 100, 113, 114]. Однак, у наведених роз-

рахунках 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 над зоною обробки кожного вирізу круга) і його необхідно видалити під час наступного контакту робочого виступу круга із оброблюваною деталлю. Очевидно, це призводить до підвищення температури шліфування. Тому зменшення довжини робочого виступу круга неоднозначно впливає на температуру шліфування під час переривчастого шліфування. Із одного боку, зі зменшенням довжини робочого виступу круга зменшується час його контакту із оброблюваною деталлю, що призводить до зменшення температури шліфування. Із іншого боку, збільшується фактична глибина шліфування, що призводить до підвищення температури шліфування. Отже, має існувати екстремум (мінімум) температури шліфування залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. Це принципово змінює наявні уявлення щодо закономірностей формування температури переривчастого шліфування. Тому важливо теоретично обґрунтувати умови виникнення екстремуму (мінімуму) температури переривчастого шліфування із урахуванням збільшення фактичної глибини шліфування та екстремального характеру зміни температури шліфування залежно від довжини робочого виступу переривчастого круга. На цій основі необхідно встановити умови суттєвого зменшення температури шліфування 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, які 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 у порівнянні із звичайними відрізними кругами із суцільною робочою поверхнею. У результаті на оброблюваних поверхнях відсутні температурні дефекти, тобто забезпечується якісна обробка. Це вказує на існування значних невиявлених технологічних резервів переривчастого шліфування, які пов'язано зі зменшення тем-

ператури різання. Однак у науково-технічній літературі відсутні теоретичні рішення, що дозволяють оцінювати граничні можливості зменшення температури переривчастого шліфування в умовах багатопрохідного та глибинного шліфування. Отже актуальним є завдання визначення напрямів суттєвого зменшення температури шліфування та, відповідно, підвищення продуктивності обробки під час переривчастого шліфування. Для цього необхідно теоретично оцінити граничні технологічні можливості зменшення температури переривчастого шліфування та на цій основі розробити практичні рекомендації щодо технологічного забезпечення високопродуктивної та високоякісної обробки.

Для розрахунку температури шліфування слід скористатися розрахунковою схемою параметрів плоского шліфування, у якій припуск, що знімається, умовно представлено пакетом нескінченно тонких адіабатичних стержнів, які перерізає шліфувальний круг (рис. 3.1 [54, 99]). Прийнято, що тепло, яке виділяється у процесі шліфування, надходить в оброблювану деталь, тобто надходить лише вздовж адіабатичних стержнів вглиб поверхневого шару деталі. У цьому випадку температуру переривчастого шліфування θ можна визначити за відомою аналітичною залежністю [54, 99], яку встановлено для умов шліфування суцільним кругом:

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

де $q = \sigma \cdot V_{різ}$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2;

σ – умовне напруження різання (енергоємність обробки), Н/м^2;

$V_{різ}$ – 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, м^2/с;

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3;

τ – час перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом, с.

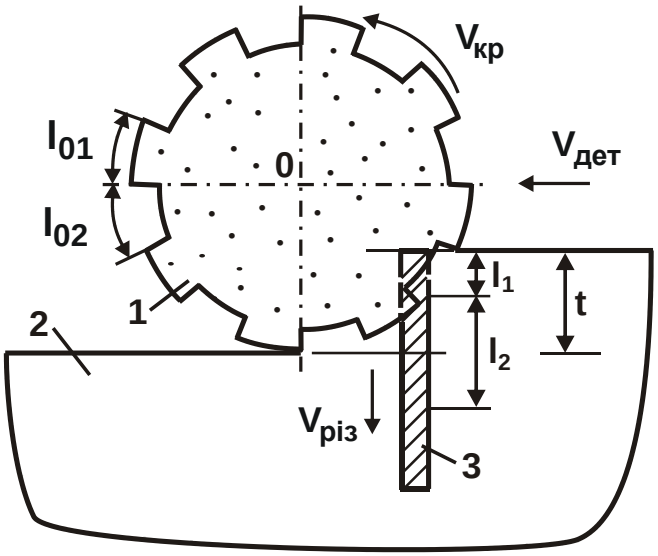


Рисунок 3.1 **–** Розрахункова схема температури різання під час плоского переривчастого шліфування: 1 – переривчастий шліфувальний круг; 2 – оброблюваний матеріал; 3 – адіабатичний стержень (l_{01} – довжина робочого виступу переривчастого круга, м; l_{02} – довжина вирізу на робочій поверхні переривчастого круга)

Для більш повного уявлення закономірностей формування температури шліфування θ переривчастим кругом важливо порівняти її з температурою шліфування θ суцільним кругом. Тому спочатку визначимо температуру шліфування θ суцільним кругом за залежністю (3.1):

$$\theta = \frac{q \cdot \sqrt{2a \cdot \tau}}{\lambda}. \qquad (3.2)$$

Як видно, зменшити температуру шліфування θ можна зменшенням двох параметрів: щільності теплового потоку $q = \sigma \cdot V_{різ}$ і часу перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом τ, який визначається залежністю $\tau = t / V_{різ}$:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V_{різ}}{\lambda} \cdot \sqrt{2a \cdot \frac{t}{V_{різ}}} = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{2a \cdot t \cdot V_{різ}}, \qquad (3.3)$$

де t – глибина шліфування, м.

Зі збільшенням швидкості перерізання адіабатичного стержня суцільним шліфувальним кругом $V_{різ}$ температура шліфування θ збільшується. Тому для її зменшення необхідно одночасно зменшувати $V_{різ}$ і глибину шліфування t.

Швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним шліфувальним кругом $V_{різ}$ визначається залежністю $V_{різ} = t/\tau$, де $\tau = l/V_{дет}$; $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м; $R_{кр}$ – радіус круга, м; $V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с. Тоді

$$V_{різ} = \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} \cdot V_{дет} . \qquad (3.4)$$

У даному разі швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним шліфувальним кругом $V_{різ}$ визначається часом перерізання адіабатичного стержня шліфувальним кругом $\tau = l/V_{дет}$, який залежить від довжини дуги контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$. За суттю, цей час $\tau = l/V_{дет}$ визначає час теплового насичення поверхневого шару оброблюваного матеріалу, тобто приблизно дорівнює часу проходження шліфувальним кругом довжини його контакту з оброблюваним матеріалом.

Після перетворення залежність (3.3) набуває вигляду:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot Q_{пит} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}} , \qquad (3.5)$$

де $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м^2/с.

Із залежності (3.5) випливає, що зменшити температуру шліфування θ можна зменшенням параметрів σ, $Q_{пит}$, t і збільшенням $R_{кр}$.

При цьому швидкість деталі $V_{дет}$ визначається залежністю $V_{дет} = Q_{пит}/t$. Тому ефективною схемою шліфування в цьому разі є багатопрохідне шліфування зі збільшеною швидкістю деталі [54].

Під час плоского шліфування переривчастим кругом (рис. 3.1) температура шліфування θ визначається залежністю (3.2) із урахуванням виразу $\tau = \tau_{01} = l_{01}/V_{кр}$:

$$\theta = \frac{q \cdot \sqrt{2a \cdot \tau_{01}}}{\lambda} = \frac{q}{\lambda} \cdot \sqrt{2a \cdot \frac{l_{01}}{V_{кр}}} , \qquad (3.6)$$

де τ_{01} – час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, с;

l_{01} – довжина робочого виступу переривчастого круга, м.

Як випливає із залежності (3.6), завдяки тому, що швидкість круга значно більше швидкості деталі ($V_{кр} >> V_{дет}$), температура шліфування θ під час переривчастого шліфування буде значно менше температури під час шліфування суцільним кругом. При цьому важливо зменшувати довжину робочого виступу переривчастого круга l_{01}. Однак ця закономірність буде справедлива, якщо не враховувати довжину вирізу на робочій поверхні переривчастого круга l_{02}. У разі її врахування залежність (3.6) прийме більш складний вигляд. Це пов'язано із тим, що швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{різ_{01}}$ визначається за умови:

$$П = \tau_0 \cdot V_{різ} = \tau_{01} \cdot V_{різ_{01}}, \qquad (3.7)$$

де П – 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;

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

Виходячи із умови (3.7) отримано:

$$V_{різ_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot V_{різ}. \qquad (3.8)$$

Якщо прийняти $l_{02} = 0$, то $V_{різ_{01}} = V_{різ}$ і приходимо до залежності (3.5), справедливої для процесу шліфування суцільним кругом.

Із урахуванням залежності (3.4) залежність (3.8) приймає загальний вигляд:

$$V_{різ_{01}} = \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} \cdot V_{дет}. \qquad (3.9)$$

Після підстановки виразу $q = \sigma \cdot V_{різ_{01}}$ і залежності (3.9) у залежність (3.6) остаточно визначено температуру шліфування θ під час плоского шліфування переривчастим кругом:

$$\theta = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot V_{дет} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{a \cdot t}{R_{кр} \cdot V_{кр}}}. \qquad (3.10)$$

Із залежності (3.10) випливає, що довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} неоднозначно впливає на температуру шліфування θ. Це пов'язано із тим, що, створюючи періодично чергуючі виступи і вирізи на робочій поверхні круга, зменшується час контакту переривчастого круга (робочого виступу круга) із оброблюваною деталлю і, відповідно, зменшується глибина проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$. Однак, відповідно до залежності (3.9), збільшується швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{різ_{01}}$.

Отже, параметри $l_2 = \sqrt{2a \cdot \tau}$ і $V_{різ_{01}}$ зі зміною довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} протилежно впливають на температуру шліфування θ. Це і визначає, відповідно до залежності (3.10), існування екстремального значення температури шліфування θ зі зміною параметра l_{01}. Для його визначення залежність (3.10) 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 за математичним визначенням температура шліфування θ у точці екстремуму набуває мінімального значення:

$$\theta = \frac{2\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a \cdot Q_{пит} \cdot V_{дет} \cdot l_{01}}{R_{кр} \cdot V_{кр}}} \quad . \qquad (3.11)$$

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 (3.10), 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. Тому розрахунок екстремального значення параметру l_{01} згідно залежності (3.10) 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 випливає 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, які перевищують довжину вирізу на робочій поверхні переривчастого круга, із метою зменшення зношування робочого виступу переривчастого круга, оскільки температура шліфування у цьому разі залишається фактично незмінною. Цим пояснюється те, що на практиці приймають відношення l_{01}/l_{02}, що приблизно дорівнює 3 [88, 93].

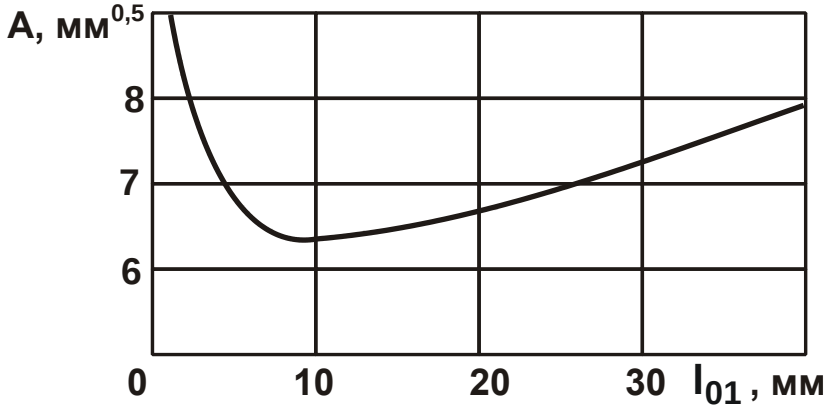


Рисунок 3.2 – Залежність значень виразу $A = \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$

від довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01}

Виходячи із залежності (3.11), зменшити мінімальну температуру шліфування θ_{min} можна зменшенням параметрів σ, $Q_{пит}$, $V_{дет}$, l_{01} та збільшенням параметрів $R_{кр}$ і $V_{кр}$. Чим менше швидкість деталі $V_{дет}$, тим більшою може бути питома продуктивність обробки $Q_{пит}$ під час переривчастого шліфування.

Зменшення швидкості деталі $V_{дет}$ за заданим значенням питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ вказує на необхідність збільшення глибини шліфування $t = Q_{пит} / V_{дет}$. Тому обробку слід здійснювати в умовах глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, яка наближена до висоти круга [99].

Отримане аналітичне рішення є новим, відсутнім у науково-технічної літературі. Воно протилежне аналітичному рішенню, що випливає із залежності (3.5), отриманому під час плоского шліфування суцільним кругом. Отже, основний ефект переривчастого шліфування, який пов'язаний зі зменшенням температури шліфування, досягають під час глибинного шліфування, тоді як основний ефект шліфування суцільним кругом досягають під час багатопрохідного шліфування. У цьому полягає наукова новизна одержаного теоретичного рішення.

Це рішення також дозволило теоретично визначити граничні технологічні можливості зменшення температури переривчастого шліфування, які досягаються завдяки забезпеченню повного охолодження оброблюваного матеріалу до початкового значення (шляхом застосування ефективних охолоджуючих середовищ, наприклад, їх розпиленням). У результаті максимальні (пікові) значення температури шліфування під час переривчастого шліфування менше температури шліфування суцільним кругом (рис. 1.1, рис. 1.2 [113]).

У роботі [115] експериментально встановлено, що після кожного контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом температура шліфування зменшується до значення, яке більше за початкове значення (рис. 1.2). Однак із часом обробки ці значення фактично стабілізуються і призводять до стабілізації максимальних (пікових) значень температури переривчастого шліфування, які менше температури шліфування, що встановилася під час шліфування суцільним кругом.

У роботі [114] експериментально встановлено, що ріжуча здатність переривчастого круга, що визначається відомим параметром – питомим зніманням металу $К = Q / P_y$, значно вище, ніж ріжуча здатність суцільного круга, особливо після певного часу шліфування (рис. 3.3). Це пов'язано із ударно-циклічним характером взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю. У результаті в 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 в основному абразивні зерна. А це приводить до зменшення силової напруженості процесу шліфування та умовного напруження різання (енергоємності обробки), що є важливим чинником зменшення температури переривчастого шліфування (рис. 3.4 [113]).

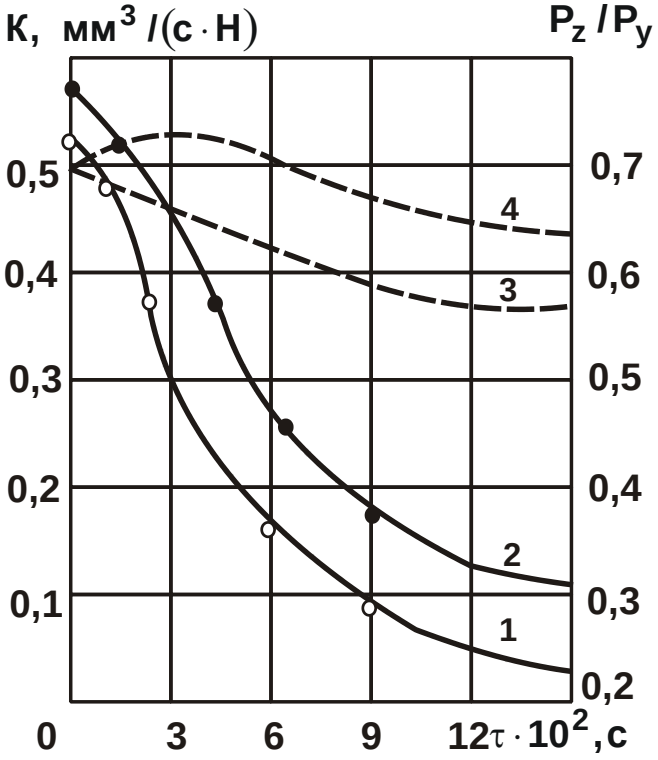


Рисунок 3.3 – Залежність від часу шліфування τ кругами 24А25НСМ26К5: 1, 3 – питомого знімання металу К; 2, 4 – відношення складових сили різання P_z / P_y (суцільний круг – контурні лінії, переривчастий круг – пунктирні лінії) [114]

Підтвердженням цього є результати експериментальних досліджень, наведених на рис. 3.5 [113], за якими під час звичайного абразивного шліфування деталей із 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.

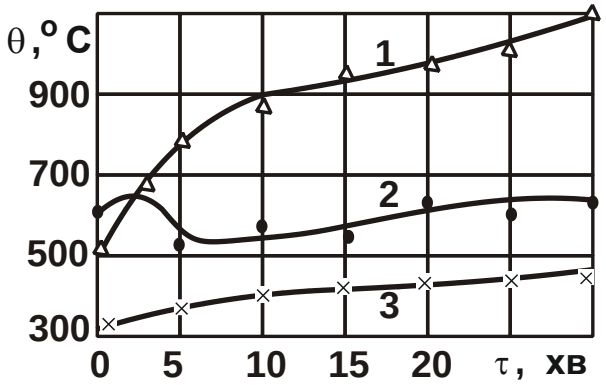


Рисунок 3.4 – Залежність температури у зоні контакту від часу шліфування τ зразків із сталі 40Х3СМВФЮ звичайним (1) і переривчастим (2) кругами Е9А40СМ2К, шліфувальною стрічкою (3) СТЕБ 40 ($V_{кр} = 38$ м/с; $t = 0{,}05$ мм; $V = 7{,}5$ м/хв) [113]

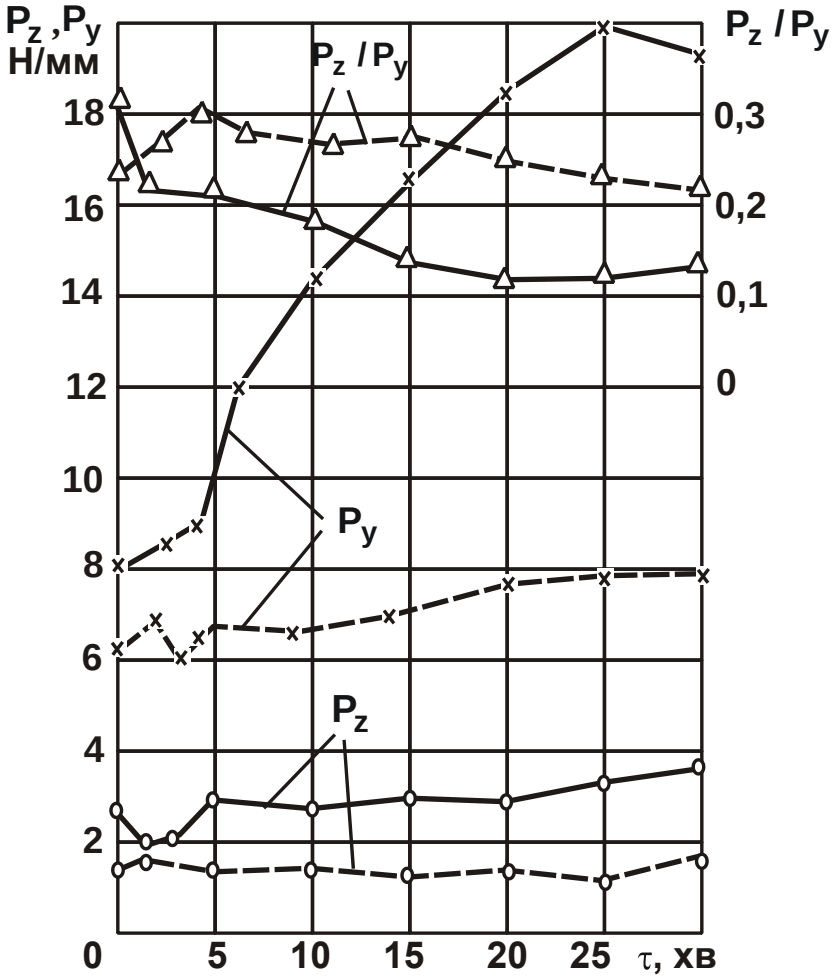


Рисунок 3.5 – Залежності складових сили різання P_z і P_y та їх відношення P_z / P_y від часу роботи круга τ ($V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 10$ м/хв; контурні лінії – суцільний круг; штрихові – переривчастий круг [113]

Для кількісного оцінювання відмінності температури шліфування під час шліфування переривчастим ($\theta_{\text{перерив}}$) і суцільним ($\theta_{\text{суціл}}$) кругами, що описуються залежностями (3.11) і (3.5), розглянемо їх відношення:

$$\frac{\theta_{\text{перерив}}}{\theta_{\text{суціл}}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \frac{l_{01}}{l}}. \qquad (3.12)$$

Як видно, зменшити відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціл}}$ можна зменшенням параметрів $V_{\text{дет}}$, l_{01} і збільшенням довжини дуги контакту круга з деталлю $l = \sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}$, тобто застосуванням глибинного шліфування, оскільки суттєве зменшення l_{01} обмежене міцністю робочого виступу переривчастого круга. Наведені у табл. 3.2 і на рис. 3.6 розраховані за залежністю (3.12) значення відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціл}}$ указують на те, що, зменшуючи швидкість деталі $V_{\text{дет}}$ та застосовуючи глибинне шліфування, можна значно зменшити відношення $V_{\text{дет}}$ та температуру переривчастого шліфування.

Таблиця 3.2 – Розрахункові значення відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціл}}$ для вихідних даних: $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $t = 0{,}1$ мм; $R_{\text{кр}} = 100$ мм; $l_{01} = 20$ мм

$V_{\text{дет}}$, м/хв	1	2	5	10	20	30
$\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціл}}$	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 випливає із аналітичної залежності:

$$n = \frac{t}{П}, \qquad (3.13)$$

де $П = \tau_{01} \cdot V_{\text{різ}_{01}} = \frac{(l_{01} + l_{02})}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{\text{кр}}}} \cdot V_{\text{дет}}$.

Після перетворення залежності (3.13) остаточно отримано:

$$n = \frac{l}{(l_{01} + l_{02})} \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}. \qquad (3.14)$$

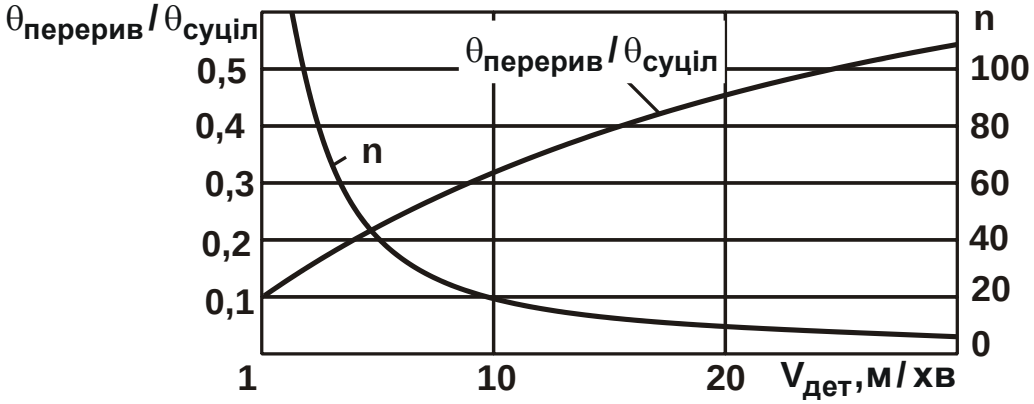


Рисунок 3.6 – Залежність відношення $\theta_{\text{перерив}} / \theta_{\text{суціл}}$ та кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання від швидкості деталі $V_{\text{дет}}$

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 випливають із залежності (3.12). Отже, зменшення температури 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 оброблюваного матеріалу. Це дозволяє, наприклад, пояснити ефективність застосування відрізних кругів із переривчастою робочою поверхнею на операціях розрізання матеріалів, що здійснюються зі значними глибинами різання.

Із урахуванням залежності (3.14) та екстремальної умови $l_{01} = l_{02}$ залежність (3.12) набуває спрощеного вигляду:

$$\frac{\theta_{\text{перерив}}}{\theta_{\text{суціл}}} = \sqrt{\frac{2}{n}}. \qquad (3.15)$$

Із залежності (3.15) випливає, що чим більше величина n (за умови $n > 2$), тим менше відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$ і, відповідно, менше температура переривчастого шліфування (табл. 3.3, рис. 3.7). За умови $n > 8$ можна зменшити температуру глибинного переривчастого шліфування у 2 ... 4 рази і більше у порівнянні із шліфуванням суцільним кругом.

Таблиця 3.3 – Розрахункові значення відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$

n	2	4	6	8	10	20	40
$\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$	1	0,7	0,58	0,5	0,447	0,316	0,22

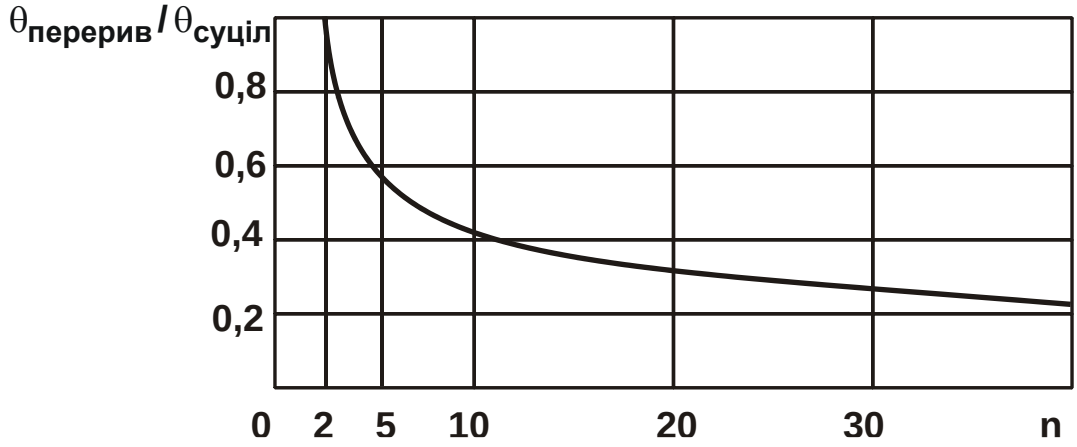


Рисунок 3.7 – Залежність відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$ від кількості контактів n робочих виступів переривчастого круга із адіабатичним стержнем до моменту його повного перерізання

Наведені у табл. 3.3 та на рис. 3.7 розрахункові значення відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$ узгоджуються із відомими експериментальними даними [88, 93]. Наприклад, експериментально встановлено, що під час шліфування абразивними переривчастими кругами температуру можна зменшити на 50 %, тобто забезпечити відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}} = 0{,}5$. У цьому випадку через фіксований переріз оброблюваної деталі проходить $n = 8 \ldots 10$ робочих виступів переривчастого круга. Це відповідає розрахунковим значенням $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$ (табл. 3.3). Отже, розбіжність отриманих розрахункових та експериментальних значень відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суцільн}}$ знаходиться у межах 10 %.

У роботі [88] наведено експериментальні дані, за якими значення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суціл}} = 0{,}6$ досягається за умови $n = 5$ (довжини робочого виступу та вирізу на переривчастому крузі дорівнюють: $l_{01} = l_{02} = 25$ мм; $V_{\text{дет}} = 12$ м/хв). Це збігається із розрахунковим значенням $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суціл}}$ (табл. 3.3). Розбіжність розрахункового та експериментального значень відношення $\theta_{\text{переривв}} / \theta_{\text{суціл}}$ 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° $150 \times 42 \times 10 \times 5 \times 32$ 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 припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти. Під час шліфування звичайним суцільними 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 шліфування значно збільшується. Це обмежує застосування глибинного шліфування суцільним кругом, наприклад, на операціях високопродуктивного зубошліфування методом профільного копіювання замість традиційного малопродуктивного зубошліфування методом обкатування [127, 129, 141]. Тому використання на операціях зубошліфування за методом профільного копіювання переривчастих кругів відкриває нові технологічні можливості зменшення температури шліфування, підвищення якості та продуктивності обробки.

Отже, у роботі аналітично із принципово нових позицій розкрито механізм можливого більш суттєвого зменшення температури переривчастого шліфування у порівнянні зі звичайним шліфуванням суцільним кругом. Це дозволяє розширити технологічні можливості практичного використання переривчастих кругів на операціях шліфування деталей машин та виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів.

3.2. Уточнений розрахунок температури переривчастого шліфування

Важливо оцінити технологічні можливості зменшення температури θ переривчастого шліфування із використанням залежності (1.49). Для цього розглянемо закономірності формування температури шліфування θ протягом часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом τ_{01}. Тоді залежність (1.49) для визначення температури θ переривчастого шліфування набуде вигляду:

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{c\cdot\rho\cdot V_{piз_{01}}^2}{\lambda}\cdot\tau_{01}}, \qquad (3.16)$$

де $V_{piз_{01}}$ – швидкість перерізання 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 з адіабатичним стержнем. У результаті за час τ_{01} відбудеться перерізання адіабатичного стержня довжиною $П=\tau_{01}\cdot V_{piз_{01}}$, де $П$ – 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 $П$ суцільним кругом: $П=\tau_0\cdot V_{piз}$, де $V_{piз}$ – швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом, м/с. Після порівняння цих залежностей маємо: $V_{piз_{01}}=\left(1+\frac{\tau_{02}}{\tau_{01}}\right)\cdot V_{piз}$. У результаті отримано залежність, яка ідентична залежності (3.8). Як видно, швидкість перерізання адіабатичного стержня переривчастим кругом $V_{piз_{01}}$ більше за швидкість перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом $V_{piз}$. Після підстановки залежності (3.8) у (3.16), отримано:

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{c\cdot\rho\cdot V_{piз}^2}{\lambda}\cdot\left(\sqrt{\tau_{01}}+\frac{\tau_{02}}{\sqrt{\tau_{01}}}\right)^2}. \qquad (3.17)$$

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 відношень $\tau_{01}=l_{01}/V_{кр}$ 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 (3.11), 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 значення. Тому у точці екстремуму функції $\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ (температури шліфування 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 шліфування θ:

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{4\cdot c\cdot\rho\cdot V_{піз}^2\cdot\tau_{01}}{\lambda}}. \qquad (3.18)$$

В умовах шліфування суцільним кругом за час $\tau_0=\tau_{01}+\tau_{02}$ залежність (3.16) набуває вигляду:

$$\left(1-\frac{\theta}{\theta_{max}}\right)\cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}=e^{-\frac{c\cdot\rho\cdot V_{піз}^2\cdot\tau_0}{\lambda}}. \qquad (3.19)$$

Із урахуванням екстремального значення часу $\tau_{01} = \tau_{02}$ маємо $\tau_0 = 2 \cdot \tau_{01}$. Тоді залежність (3.19), що визначає температуру θ шліфування суцільним кругом, набуває вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{piз}^2 \cdot \tau_{01}}{\lambda}}. \qquad (3.20)$$

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 шліфування θ більше, ніж під час шліфування суцільним кругом. Це пов'язано із тим, що значення температури шліфування θ для двох випадків порівнюють 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 шліфування θ (її пікові значення, рис. 1.4) не зміниться.

В умовах же шліфування суцільним кругом із часом обробки температура шліфування θ буде безперервно збільшуватися до моменту теплового насичення поверхневих шарів оброблюваної деталі (рис. 1.3). У результаті температура шліфування θ суцільним кругом буде перевищувати температуру шліфування θ переривчастим кругом. Тому основною умовою зменшення температури θ 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. 3.1).

За умов недостатнього охолодження оброблюваного матеріалу за період проходження зони шліфування вирізом переривчастого круга, температура θ буде збільшуватися у міру збільшення кількості контактів робочих виступів переривчастого круга із оброблюваним матеріалом. Це не дозволить досягти ефекту від застосування переривчастого шліфування із погляду зменшення температури шліфування.

Із залежності (3.18) також випливає, що із урахуванням відношення $\tau_{01} = l_{01} / V_{кр}$ зменшити температуру шліфування θ переривчастим 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. Отже, зменшення величини l_{02} призводить до збільшення кількості робочих виступів і, відповідно, вирізів на переривчастому крузі, що є важливим чинником зменшення температури переривчастого шліфування.

Важливо виконати кількісне порівняння температури шліфування θ під час шліфування сталі ШХ15 суцільним та переривчастим кругами. Коефіцієнт температуропровідності сталі ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) =$ $= 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/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 перерізання адіабатичного стержня (рис. 3.6).

Таблиця 3.4 – Розрахункові значення часу τ для вихідних даних: $t = 0{,}1$ мм; $R_{кр} = 100$ мм

$V_{дет}$, м/хв	1	2	5	10	20	30
τ, с	0,2683	0,1341	0,0537	0,02683	0,01341	0,00894

Для умов шліфування суцільним кругом температура шліфування θ визначається залежністю (1.49). У табл. 3.5 наведено розраховані за цією залежністю значення виразу $V_{різ}^2 \cdot \tau / a$. Для визначення часу обробки τ із урахуванням отриманих значень виразу $V_{різ}^2 \cdot \tau / a$, встановимо значення швидкості перерізання адіабатичного стержня суцільним кругом $V_{різ}$ за залежністю (1.49) для вихідних даних: $V_{кр} = 30$ м/с; $t = 0{,}1$ мм; $R_{кр} = 100$ мм. Розрахунками встановлено: $V_{різ} = 3{,}727$ мм/с. 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 $\tau = 0{,}02683$ с для швидкості деталі $V_{дет} = 10$ 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 $\tau = 0{,}02683$ с проведено розв'язання рівняння (1.49) 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 шліфування θ необхідно 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: $\theta / \theta_{max} = 0{,}07$. Отримане значення θ / θ_{max} менше значення $\theta / \theta_{max} = 0{,}215$, що встановлено для умов шліфування суцільним кругом. Виходячи із цього, розрахунками визначено відношення температур шліфування переривчастим і суцільним кругами, яке дорівнює $\theta_{перерив} / \theta_{суціл} = 0{,}07 / 0{,}215 = 0{,}325$.

У табл. 3.2 наведено аналогічне значення $\theta_{перерив} / \theta_{суціл} = 0{,}315$ для швидкості деталі $V_{дет} = 10$ м/хв, яке отримано за спрощеною залежністю (3.12). У результаті порівняння цих значень відношення $\theta_{перерив} / \theta_{суціл}$, видно, що вони незначно відрізняються (у межах 4 %). Це вказує на можливість розрахунку температури шліфування θ переривчастим і суцільним кругами за спрощеною та уточнювальною залежностями (3.12) і (3.18).

3.3. Узагальнювальний теоретичний аналіз зміни температури різання в умовах звичайного та переривчастого шліфування

У наукових працях професора Якимова О. В. [91 – 94, 110, 113 – 115] в узагальнювальному 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 шліфування 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 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 оброблюваних поверхнях різних температурних дефектів. Тому важливо встановити вплив енергії різання та енергії тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом на температуру шліфування в умовах звичайного та переривчастого шліфування.

Для цього тангенціальну складову сили різання слід подати у загальному вигляді:

$$P_z = P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}}, \qquad (3.21)$$

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/м^2;

$S_{мит} = Q / V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2.

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 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:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} . \qquad (3.22)$$

Як видно, основною умовою зменшення температури шліфування θ, безсумнівно, є вилучення із залежності (3.22) другого доданку, який обумовлено тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Це досягається за умови $P_{z_{тр}} = 0$. 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 шліфування θ. Саме цим чинником можна пояснити збільшення температури шліфування зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$, що має місце на практиці [24, 25], хоча у ряді робіт, присвячених алмазному шліфування, показано, що зі збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ температура шліфування може залишатися фактично постійною або зменшуватися. 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

зменшує інтенсивність 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:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}{V_{дет}}}. \qquad (3.23)$$

Виходячи із залежності (3.23), параметри режиму шліфування $V_{дет}$ і t неоднозначно впливають на температуру шліфування θ.

За умови $P_{z_{тр}} = 0$ залежність (3.23) набуває вигляду:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{пит}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}, \qquad (3.24)$$

де $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ – питома продуктивність обробки, м^2/с.

У цьому випадку температура шліфування θ (за заданим значенням $Q_{пит}$) зі зменшенням глибини шліфування t однозначно зменшується. Отже, ефективно застосовувати багатопрохідне шліфування, що характеризується збільшеними значеннями швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ та невеликими значеннями глибини шліфування t.

За умови однакової питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$ залежність (3.23) опишеться:

$$\theta = \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \cdot \left(\sigma \cdot \sqrt{Q_{пит}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B} \cdot \frac{1}{\sqrt{Q_{пит}}} \right). \qquad (3.25)$$

Як видно, зі зменшенням глибини шліфування t (за заданому значенні $Q_{пит}$) температура 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 $Q_{пит}$ температура шліфування θ змінюється неоднозначно. Тому для визначення екстремального значення $Q_{пит}$ функцію θ

слід підпорядкувати необхідній умові екстремуму $\theta'_{Q_{пит}} = 0$. У результаті отримано:

$$Q_{пит} = \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma}. \qquad (3.26)$$

Розрахунками встановлено, що друга похідна функції θ від $Q_{пит}$ у точці екстремуму позитивна, тобто має місце мінімум функції θ.

Після підстановки залежності (3.26) у (3.25), визначено мінімальне значення температури шліфування:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{B} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}}. \qquad (3.27)$$

Відповідно до залежності (3.27), зменшити мінімальне значення температури шліфування θ_{min} можна зменшенням параметрів $P_{z_{тр}}$, σ, t і збільшенням B.

За умови $P_{z_{тр}} = 0$ справедлива умова $\theta_{min} = 0$. Тому характер зміни температури шліфування підпорядковується залежності (3.24).

Використовуючи залежність (3.22), можна оцінювати можливість зменшення температури шліфування θ кругом із переривчастою робочою поверхнею. У роботі [113] встановлено, що у момент контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом фактична продуктивність обробки у порівнянні із продуктивністю 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:

$$\theta = \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \cdot \left(1 + \frac{l_0}{l_1} \right) + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{кр}}}. \qquad (3.28)$$

Як видно, параметр l_{01} неоднозначно впливає на температуру шліфування θ, тобто має місце екстремальна залежність $\theta - l_{01}$. Для визначення екстремального значення l_{01} слід підпорядкувати функцію θ необхідній умові екстремуму $\theta'_{l_{01}} = 0$. Після перетворень отримано:

$$l_{01} = \frac{l_{02}}{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t}\right)} = \frac{l_{02}}{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{різ}}}\right)}. \qquad (3.29)$$

Із залежності (3.29) випливає, що довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01} менше довжини вирізу круга l_{02}. Причому, чим більше відношення $P_{z_{тр}} / P_{z_{різ}}$, тим меншою має бути довжина робочого виступу круга у порівнянні із довжиною западини круга.

За умови $P_{z_{тр}} = 0$ справедлива умова:

$$l_{01} = l_{02}. \qquad (3.30)$$

У цьому разі мінімум температури 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 шліфування:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \left(\sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{кр}}}. \qquad (3.31)$$

Із залежності (3.31) випливає, що зменшити мінімальну температуру θ_{min} переривчастого шліфування можна зменшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} і параметрів σ, $P_{z_{тр}} / B$.

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:

$$t_{екстр} = \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma \cdot V_{дет}}. \qquad (3.32)$$

Як видно, екстремальне значення глибини шліфування $t_{екстр}$ тим більше, чим більше сила тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом $P_{z_{тр}}$, швидкість круга $V_{кр}$ і менше параметри B, σ, $V_{дет}$.

Із фізичної точки зору залежність (3.32) відповідає умові $P_{z_{різ}} = P_{z_{тр}}$, розглядаючи $P_{z_{різ}} = B \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot t_{екстр} / V_{кр}$. Отже, у точці екстремуму функції θ_{min} реалізується умова рівності сили тертя зв'язки

круга із оброблюваним матеріалом $P_{z_{тр}}$ та сили "чистого різання" зернами круга $P_{z_{різ}}$.

Очевидно, за умови $P_{z_{тр}} = 0$ 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):

$$t = \alpha \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma \cdot V_{дет}}, \qquad (3.33)$$

де α – безрозмірний коефіцієнт, що набуває значення 0 … ∞.

У результаті отримано:

$$\theta_{min} = 4 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot l_1}{B \cdot D_{кр}}} \cdot \left(\sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right). \qquad (3.34)$$

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:

$$(\theta_{min})_{min} = 8 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot l_{01}}{B \cdot D_{кр}}}. \qquad (3.35)$$

Як видно, зменшити функцію $(\theta_{min})_{min}$ можна зменшенням параметрів $P_{z_{тр}}/B$, σ, $V_{дет}$, l_{01} та збільшенням $D_{кр}$.

За умови $P_{z_{тр}} = 0$ функція $(\theta_{min})_{min} = 0$. У цьому випадку характер зміни функції θ_{min} підкоряється залежності (3.31) за умови $P_{z_{тр}} = 0$:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{пит}}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \frac{l_{01}}{D_{кр}}}. \qquad (3.36)$$

Отже, зменшити температуру шліфування θ_{min} (за заданого значення питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$) можна зменшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ й, відповідно, пропорційним збільшенням глибини шліфування t, тобто застосуванням переривчастого глибинного шліфування [10], а також збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ і кількості вирізів переривчастого круга. У цьому випадку збільшується кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі: чим їх більше, тим менше температура шліфування.

Виходячи із аналогічної залежності (3.24), яка справедлива для шліфування звичайним суцільним кругом, зменшити температуру шліфування можна, навпаки, застосуванням багатопрохідного шліфування, тобто збільшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ за умови пропорційного зменшення глибини шліфування t. У цьому полягає принципова відмінність процесів шліфування переривчастим і звичайним суцільним кругом.

Позначаючи у залежності (3.36) температуру шліфування переривчастим кругом $\theta_{перерив} = \theta_{min}$, а у залежності (3.24) температуру шліфування суцільним кругом $\theta_{суціл} = \theta$, визначено їх відношення:

$$\frac{\theta_{перерив}}{\theta_{суціл}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \frac{l_{01}}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}}. \qquad (3.37)$$

Виконано розрахунок відношення $\theta_{перерив}/\theta_{суціл}$ за залежністю (3.37) для умов плоского багатопрохідного шліфування: $V_{дет}/V_{кр} = 1/60$;

$l_{01} = 20$ мм; $t = 0{,}02$ мм; $D_{кр} = 300$ мм. У результаті було встановлено: $\theta_{переривв} / \theta_{суцiл} = 0{,}74$. Як видно, застосування переривчастого багатопрохідного шліфування замість звичайного багатопрохідного шліфування суцільним кругом дозволяє зменшити температуру шліфування на 26 %.

За тим же значенням питомої продуктивності обробки $Q_{пит}$, 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 $\theta_{переривв} / \theta_{суцiл} = 0{,}13$. Отже, в умовах плоского глибинного шліфування переривчастим кругом можна досягти значного зменшення температури шліфування у порівнянні 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 в цих умовах обробки забезпечується висока якість оброблених поверхонь (відсутні припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти) та одночасно збільшується продуктивність обробки у порівнянні із шліфуванням звичайними суцільними алмазними або абразивними кругами. Отже, 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 [110]. Як показує практика, зменшити трудомісткість обробки

можна застосуванням технології зубошліфування методом профільного копіювання [29]. У цьому випадку знімання припуску відбувається, за суттю, за схемою глибинного (однопрохідного) шліфування, що дозволяє зменшити допоміжний час обробки, пов'язаний із реверсуванням верстатного столу, у порівнянні 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 HOFLER RAPID 1250 [49] 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 приділяється значно менше уваги [29, 49, 89, 110]. Це пов'язано із тим, що точність обробки за даним методом нижче, ніж під час зубошліфування за методом обкатування [29]. 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 (у порівнянні 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 із підвищеною ріжучою здатністю.

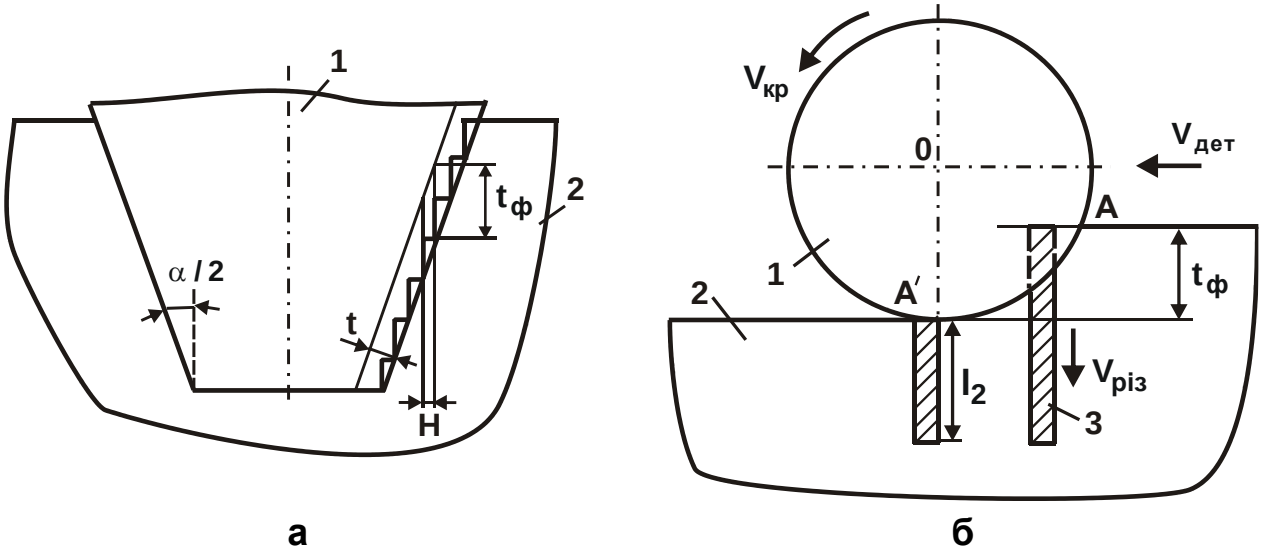
Як показано у роботі [89], перспективним рішенням даної задачі є застосування високопористих абразивних кругів, що працюють у режимі самозагострювання і забезпечують суттєве зниження інтенсивності тертя у зоні різання. Це відкрило нові технологічні можливості здійснення операцій зубошліфування за методом 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 декілька 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 зубострогання).

Для ефективного використання зубошліфування за методом профільного копіювання необхідно знати його технологічні можливості та відмінні риси у порівнянні з 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 [113]. Тому важливо здійснювати вибір параметрів обробки, що гарантовано забезпечують задану температуру шліфування, незалежно від умов прояву різних чинників нестабільності процесу зубошліфування, головним чином, у результаті нерівномірності припуска, 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. 3.8,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 $t_ф = t/\sin\alpha/2$, де t – номінальна глибина шліфування, м; $\alpha = 60^o$. 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. 3.8,б).



а **б**

Рисунок 3.8 – 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 зубошліфування [20, 113]. 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 (часткових) 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 шліфування. Це вимагає розроблення нових спрощених теоретич-

них підходів до розрахунку та аналізу температури зубошліфування, які дозволять виконувати оптимізаційні розрахунки параметрів режимів шліфування за критеріями найбільшої продуктивності або найменшого штучного часу обробки із урахуванням обмеження за температурним чинником [99, 100].

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 щодо визначення глибини впровадження тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі під час зубошліфування.

Виходячи із цього, виникає необхідність розроблення спрощеної математичної моделі визначення температури 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. 3.8,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 зубошліфування.

Тому розрахунок температури 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 із швидкістю переміщення деталі $V_{дет}$ (рис. 3.8,б) [100]. На кожен адіабатичний стержень (стінки якого ізольовані) діє теплове джерело щільністю q, що призводить до поширення тепла лише вздовж адіабатичного стержня без урахування поширення тепла до стружок, що утворюються.

Температуру шліфування θ можна описати залежністю (3.1), виходячи із якої, зменшити температуру шліфування 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 один з одним, і тому для визначення умов зменшення температури шліфування θ необхідно встановити функціональні зв'язки між ними.

Щільність теплового потоку q визначається залежністю:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{мит} \cdot V_{кр}}{F}, \qquad (3.38)$$

де F – площа контакту круга із оброблюваним матеріалом, м^2.

Із урахуванням залежності $S_{мит} = Q / V_{кр}$ [99] маємо:

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}, \qquad (3.39)$$

де Q – продуктивність обробки, м^3/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, що приводить до зменшення щільності теплового потоку q.

Очевидно, зменшувати продуктивність обробки Q економічно недоцільно, набагато ефективніше зменшувати умовне напруження різання σ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності круга, знижуючи тертя у зоні різання завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ тощо. Це підтверджується експериментальними даними (рис. 3.9), наведеними у роботі Якімова О. В. [114]. Наприклад, 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. Тому застосування переривчастих кругів дозволяє фактично вилучити зменшення коефіцієнта ріжучої здатності $K = Q / P_y$ через збільшення продуктивності обробки Q (рис. 1.2 [113]).

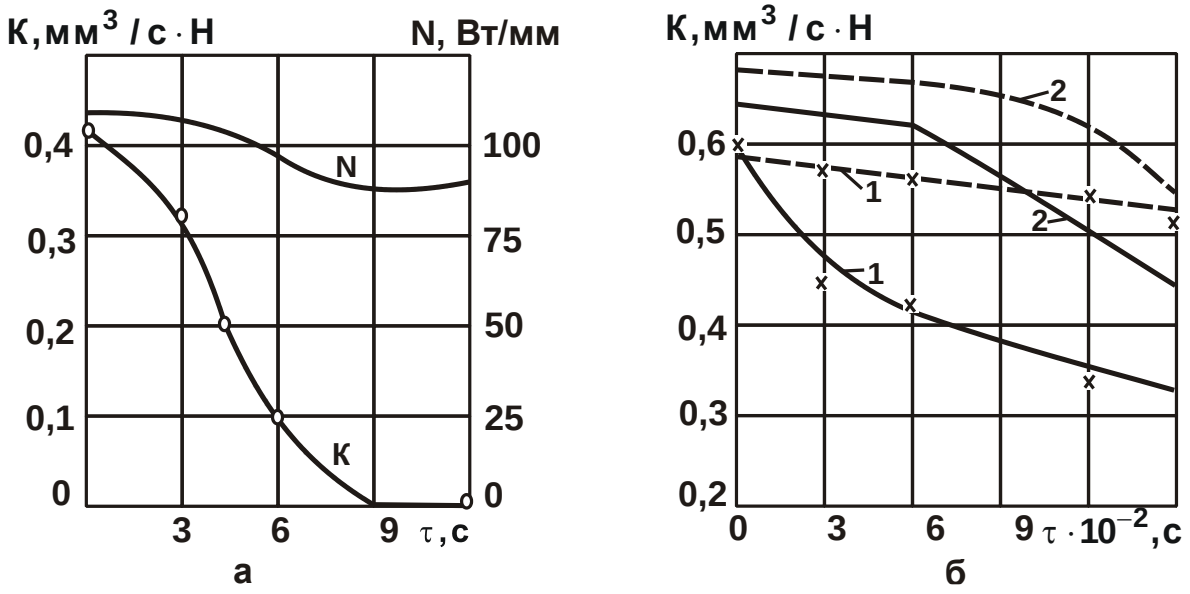


Рисунок 3.9 – Залежність від часу шліфування суцільним (контурні лінії) та переривчастим (пунктирні лінії) кругами потужності N, що витрачається у процесі різання (а); питомого знімання металу К (б): 1 і 2 – шліфування непросоченими та просоченими кругами [114]

У результаті встановлено, що важливою умовою зменшення умовного напруження різання є використання переривчастого шліфування, яке завдяки ударному характеру взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю забезпечує підтримання на його робочій поверхні розвиненого ріжучого рельєфу і зниження енергоємності обробки.

В умовах традиційного багатопрохідного шліфування периферією круга параметр $F = B \cdot l_{конт}$ визначається залежністю $F = B \cdot l_{конт}$, де B – ширина шліфування, м; $l_{конт}$ – довжина дуги контакту круга із оброблюваною деталлю, м. У свою чергу, продуктивність обробки визначається залежністю $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t_ф$, де $t_ф$ – фактична глибина шліфування, м. Тоді залежність (3.39) набуде вигляду:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot t_ф}{l_{конт}}, \qquad (3.40)$$

де $l_{конт} = \sqrt{\dfrac{2 \cdot t_ф}{\left(\dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}}\right)}}$ [99];

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

В умовах плоского шліфування $R_{дет} \to \infty$, тоді:

$$q = \sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t_ф}{2 \cdot R_{кр}}}. \qquad (3.41)$$

Таким чином, щільність теплового потоку q меншою мірою залежить від глибини шліфування $t_ф$, ніж від швидкості переміщення деталі $V_{дет}$. При цьому щільність теплового потоку q зменшується зі збільшенням радіусу круга $R_{кр}$.

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, єдино 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 $V_{дет}$, оскільки

$$\tau = \frac{l_{конт}}{V_{дет}} = \sqrt{2 \cdot t_ф \cdot R_{кр}} \cdot \frac{1}{V_{дет}}. \qquad (3.42)$$

Зменшити час τ можна також через зменшення фактичної глибини шліфування $t_ф$ та застосування переривчастого шліфування. Після підстановки залежності (3.41) та залежностей $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}$; $t_ф = t / \sin\frac{\alpha}{2}$ у залежність (3.1) отримано узагальнювальну залежність для визначення температури зубошліфування:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{дет} \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin\frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр} \cdot \sin\frac{\alpha}{2}}}. \qquad (3.43)$$

Згідно залежності (3.43), найбільше впливає на температуру зубошліфування умовне напруження різання σ, що визначає енергомісткість обробки [13, 14]. Тому основний ефект від зменшення температури шліфування θ можна досягти завдяки зменшенню умовного напруження різання σ через забезпечення високої ріжучої здатності круга.

Із урахуванням питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ залежність (3.43) опишеться:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{пит}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin\frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр} \cdot \sin\frac{\alpha}{2}}} . \qquad (3.44)$$

Як видно, для заданого значення $Q_{пит}$ ефективно номінальну глибину шліфування t зменшувати, тобто застосовувати схему багатопрохідного шліфування. Цю умову слід розглядати другою основною умовою зменшення температури шліфування. Проте, ефект від цієї умови менш значний, оскільки номінальна глибина шліфування t входить у залежність (3.44) у невеликому ступені – 0,25. Це указує на доцільність зменшення температури шліфування θ шляхом зменшення умовного напруження різання σ.

Для заданої питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ параметр l_2 визначається залежністю :

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{t}{Q_{пит}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot R_{кр}}{\sin\frac{\alpha}{2}}} . \qquad (3.45)$$

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 переміщення деталі $V_{дет}$, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. Звідси випливає, що використання багатопрохідного шліфування вирішує дві важливі задачі: зменшення температури шліфування та глибини проникнення тепла у поверхневий шар оброблюваної деталі l_2 із метою підвищення якості обробленої деталі.

Зробимо кількісне оцінювання температури шліфування абразивним кругом форми 2П за залежністю (3.43) для вихідних даних: оброблюваний матеріал – сталь 18ХГН2МФБ; $\sigma = 1{,}5 \cdot 10^4$ Н/мм^2; $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град); $\lambda = 42$ Вт/(м·град); $\alpha = 60^o$; $t = 0{,}01$ мм; $V_{дет} = 10$ м/хв. Розрахунками встановлено, що температура шліфування $\theta = 240$ °С. Отже, в умовах багатопрохідного шліфування температура набуває невеликого значення, що виключає утворення температурних

дефектів на оброблюваній поверхні та не призводить до зниження якості обробки.

Як видно, запропонована залежність визначення температури шліфування достатньо об'єктивно відображає закономірності формування якості обробки під час шліфування.

У роботі [49] показано, що утворення припікань на оброблюваній поверхні під час шліфування сталі 18ХГН2МФБ абразивним кругом 2П $400\times32\times127$ 24А 10 СМ2 8 К6 відбувається за граничним значенням номінальної глибини шліфування $t=0{,}07$ мм та швидкості деталі $V_{дет}=12$ м/хв. Відповідно до залежності (3.43), для цих значень глибини шліфування і швидкості деталі температура шліфування $\theta=1131$ °С. Цілком очевидно, що перевищення цієї температури шліфування може призводити до виникнення припікань та інших температурних дефектів на оброблюваній поверхні.

Як вже зазначалося, зменшити температуру шліфування та підвищити продуктивність обробки можна зменшенням умовного напруження різання σ через застосування для цього високопористих абразивних кругів. Експериментально встановлено [49], що під час шліфування високопористим кругом T1ESP $400\times32\times127$ 93A46M15WPG11W (виробництво компанії "Вінтертур") умовне напруження різання σ може бути зменшено у 2 рази. Це означає, що здійснюючи шліфування із швидкістю деталі $V_{дет}=3$ м/хв, гранична номінальна глибина шліфування t може бути збільшена до величини припуску, що знімається (наприклад, до 0,4 мм), за умови забезпечення температури шліфування $\theta=1045$ °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 (у порівнянні із зубошліфуванням за методом обкатування). Це досягається переважно через зменшення кількості проходів круга та 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 оброблюваних поверхнях були відсутні припі-

кання та інші температурні дефекти, оскільки температура шліфування $\theta = 1045$ °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 – в умовах 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 ріжучих твердосплавних інструментів на основі зниження силової та теплової напруженості процесу різання

Для узагальнювального аналізу технологічних можливостей процесу шліфування аналітичну залежність (1.49) із урахуванням відомих виразів $V_{різ} = t/\tau$ та $\tau = l/V_{дет}$ слід перетворити до вигляду:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}} = e^{-\frac{t \cdot Q_{пит}}{a \cdot l}}, \qquad (3.46)$$

де l – довжина контакту круга із оброблюваною деталлю, м.

У п. 3.2 (табл. 3.5) встановлено, що зі збільшенням температури шліфування θ розрахункові значення $\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{max}}}$ зменшуються. Отже, зменшити температуру шліфування θ можна завдяки збільшенню правої частини залежності (3.46), тобто збільшенню функції $e^{-\frac{t \cdot Q_{пит}}{a \cdot l}}$. Це досягається зменшенням глибини шліфування t, питомої продуктивності обробки $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$ та збільшенням 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 шліфування θ, навпаки, менше.

Із метою досягнення заданої температури шліфування θ та забезпечення максимально можливої продуктивності обробки, виходячи із залежності (3.46), глибину шліфування t слід зменшувати, а швид-

кість деталі $V_{дет}$ збільшувати, тобто використовувати схему багатопрохідного шліфування. Цим, наприклад, можна пояснити ефективність застосування схеми зубошліфування за методом обкатування, що здійснюється кругом із двостороннім конічним профілем із кутом у вершини α (рис. 3.10) та забезпечує збільшення довжини контакту шліфувального круга із оброблюваною деталлю l й, відповідно, зменшення температури шліфування θ. Умовний радіус конусної частини круга $R_{умов}$ дорівнює [49]:

$$R_{умов} = \frac{R_{кр}}{\sin\frac{\alpha}{2}}. \qquad (3.47)$$

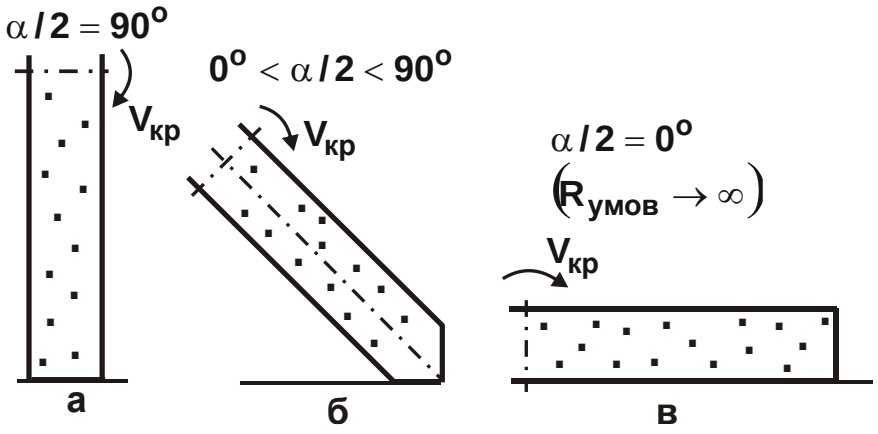


Рисунок 3.10 – Схема переходу від шліфування периферією круга (а) до шліфування кругом із двостороннім конічним профілем (б) та до шліфування торцем круга (в)

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 (у порівнянні із шліфуванням периферією круга) більше довжина l та кількість зерен, які приймають участь у процесі різання. Температура шліфування θ у цьому випадку визначається залежністю (1.50), розглядаючи у ній замість діаметра круга $D_{кр} = 2 \cdot R_{кр}$ значення $2 \cdot R_{умов}$. Як видно, чим більше $R_{умов}$, тим менше температура шліфування 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 $Q_{пит} = V_{дет} \cdot t$, 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 шліфування 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 HOFLER 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. 3.11) [54].

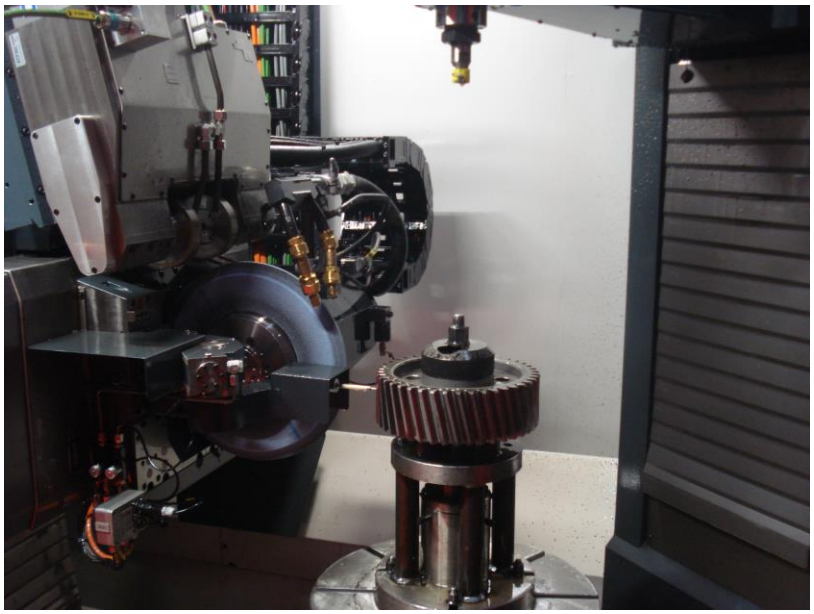


Рисунок 3.11 – Обробка зубчастого колеса на зубошліфувальному верстаті моделі HOFLER RAPID 1250

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 швид-

кістю обертання круга 40 м/с. У порівнянні із традиційною схемою зубошліфування за методом обкатування, що здійснюється в умовах багатопрохідного 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 припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти, що указує на відносно низьку температуру шліфування та високу ріжучу здатність круга в умовах глибинного шліфування.

Підвищенню продуктивності обробки сприяло також значне зменшення 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 ріжучих багатолезових твердосплавних інструментів (фрез, розверток) алмазними кругами на високоміцних металевих зв'язках [99]. Запропоновано процес алмазного шліфування здійснювати із глибиною різання $t = 0{,}1$ ... 0,6 мм, швидкістю деталі $V_{дет} = 0{,}5$ ... 3 м/хв і поздовжньою подачею, близькою до висоти круга. Із метою забезпечення високої ріжучої здатності алмазного круга на металевій зв'язкі здійснювалося його періодичне електроерозійне правлення. У результаті вдалося підвищити продуктивність обробки до рівня 20 тис. мм^3/хв та вище, що в декілька разів перевищує продуктивність обробки в умовах багатопрохідного шліфування, і зменшити теплову напруженість процесу шліфування – вилучити утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях. При цьому попереднє та остаточне шліфування здійснювали фактично в одну операцію із забезпеченням високих вимог до якості оброблюваних поверхонь (рис. 3.12).

Як випливає із рис. 3.12, застосування процесу алмазного високопродуктивного глибинного шліфування твердосплавних інструментів ($V_{дет} = 1$ м/хв) дозволяє зменшити параметр шорсткості обробленої поверхні R_a у порівнянні із багатопрохідним шліфуванням, що здійснюється зі збільшеною швидкістю деталі ($V_{дет} = 10$ м/хв).

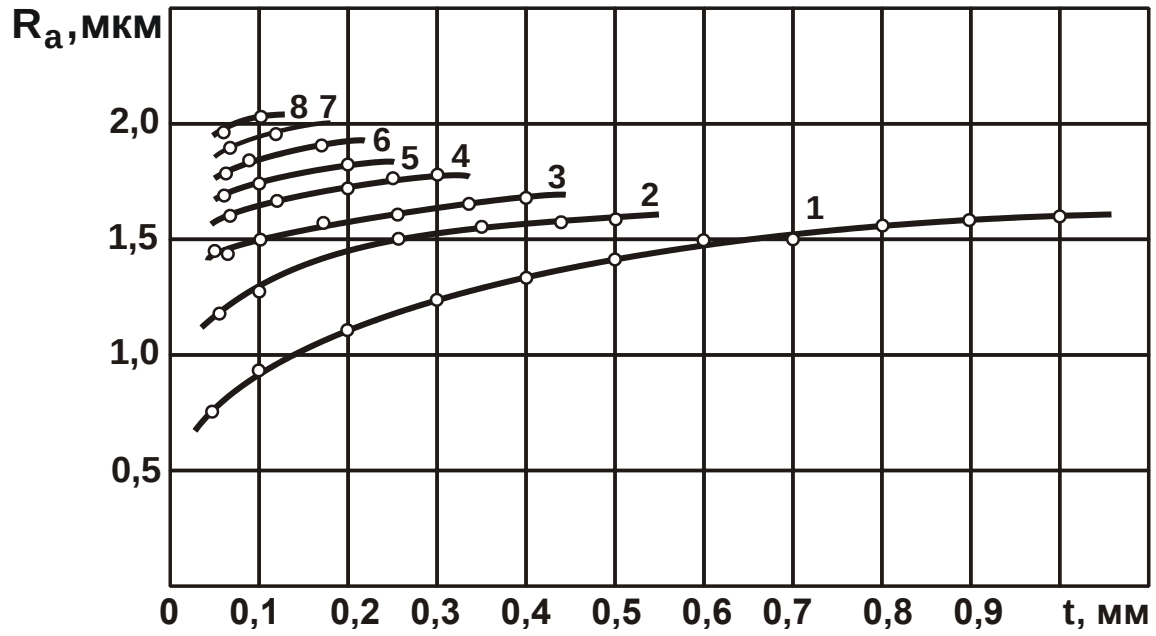


Рисунок 3.12 – Залежності зміни параметра шорсткості обробленої поверхні R_a від швидкості деталі $V_{дет}$ під час круглого зовнішнього шліфування: алмазний круг 1А1 300 25 АС6 200/160 А1 4 М1-01 ($V_{кр} = 35$ м/с; оброблюваний матеріал – твердий сплав ВК8): 1 – 6, відповідно, $V_{дет} = 1 \ldots 6$ м/хв; 7 – $V_{дет} = 8$ м/хв; 8 – $V_{дет} = 10$ 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 1А1 300×25 АС6 200/160 А1 4 М1-01; швидкість круга $V_{кр} = 35$ м/с; поздовжня подача $S_{позд} = 22{,}5$ мм/об.; мастильно-охолоджувальна рідина – 3-відсотковий содовий розчин у воді із 0,5-відсотковим розчином $NaNO_3$; питома продуктивність обробки $Q_{пит} = 500$ мм^3/(хв·мм); продуктивність обробки $Q = 11250$ мм^3/хв. Основними кількісними критеріями якості обробки прийнято такі 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 випливає із табл. 3.7, незалежно від поєднання параметрів режиму шліфування $V_{дет}$ і t сума головних напружень першого роду $(\sigma_1 + \sigma_2)$ завжди негативна. Це вказує на те, що під час алмазного висо-

копродуктивного 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 глибинного 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 глибинного шліфування

$V_{дет}$, 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) для обробки зубчастих коліс приводів редукторів шахтних конвеєрів.

Застосування розробленої технології алмазного високопродуктивного глибинного шліфування твердосплавних інструментів дозволило замінити на ряді підприємств України (Харківський машинобудівний завод "ФЕД", Харківський завод "Потенціал" тощо) традиційну малоефективну технологію багатопрохідного шліфування звичайними абразивними кругами, що здійснюється із відносно низькими показниками якості та продуктивності обробки. Наприклад, 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 глибинного 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.

Висновки до розділу 3

1. 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 через 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.

2. 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.

3. Розроблено методологію створення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій абразивної обробки деталей машин та твердосплавних ріжучих 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 HOFLER RAPID 1250 із застосуванням спеціального високопористого профільного абразивного круга із двостороннім конічним профілем, який характеризується високою ріжучою здатністю. У порівнянні із традиційною схемою зубошліфування за методом обкатування, що здійснюється в умовах багатопрохідного шліфування, це дозволило до 5 разів збільшити продуктивність обробки.

Розділ 4
Створення фізико-математичної теорії процесів механічної обробки матеріалів і технології машинобудування

4.1. Узагальнювальні теоретичні підходи до визначення технологічних параметрів механічної обробки матеріалів

Після закінчення аспірантури в 1955 році та захисту кандидатської дисертації у 1956 році Якимов О. В. працював на різних посадах: заступником декана та деканом, завідувачем кафедрою. Наприкінці 1980-х років він одночасно займав дві важливі посади – завідувача кафедри "Технологія машинобудування" і декана механіко-металургійного факультету Одеського політехнічного інституту. Це вимагало від нього постійного вирішення різних практичних завдань і, насамперед, організації навчального процесу на факультеті і на кафедрі. Він постійно працював із завідувачами кафедр, які входили до складу факультету, розглядав питання підвищення ефективності їх діяльності. Олександр Васильович був професіоналом в цих питаннях і це відчувалось в досягненні високих показників у навчальній і науковій діяльності факультету і всіх кафедр факультету. Однак ці дві високі посади Олександра Васильовича дуже відволікали його від наукової роботи та керівництва аспірантами. У нього зовсім не залишалося часу на написання підручників і монографій. Він дуже хотів підготувати фундаментальні підручники із теорії шліфування, сучасних технологій машинобудування. Мріяв знайти вільний час для узагальнювання наукових результатів своїх аспірантів, розширення технологічних можливостей створеного ним прогресивного методу переривчастого шліфування. А вільний час у нього з'являвся тільки пізно ввечері, коли він повертався до дому. Нажаль цього часу було занадто мало для задоволення своїх мрій.

На початку 1990-х років в Одеському політехнічному інституті відбулися значні реорганізаційні структурні зміни. У результаті Олександру Васильовичу вдалося відійти від клопітливої роботи декана і завідувача кафедри і зайнятися своєю любимою науковою і навчаль-

но-методичною справами. Він працював професором кафедри "Технологія машинобудування" і всі свої творчі зусилля направив на подальший розвиток технологічних задумів, пов'язаних із підвищенням ефективності процесів шліфування та абразивної обробки, створенням наукових основ сучасної технології машинобудування, що було важливо як для наукової, так і навчальної підготовки фахівців за спеціальністю "Технологія машинобудування". Спільно із професором Гусарєвим В. С. підготували і видали підручник: "Технологія автоматизованого машинобудування: підручник / О. В. Якимов, В. С. Гусарєв, О. О. Якимов, П. А. Лінчевський. – Київ: ІСДО, 1994. – 400 с". У ньому вдалося зосередити останні досягнення науки, техніки і технологій в галузі автоматизації технологічних процесів машинобудування. Наведено яскраві ілюстративні приклади практичного застосування основних процесів і обладнання для автоматизації машинобудування, що дозволяє студентам краще розуміти їх сутність.

Також в цей час Олександр Васильович активно займався підготовкою навчальних посібників фахівців за спеціальністю "Технологія машинобудування", які почали виходити в світ, починаючи із 1991 року:

1. Теплофізика механічної обробки : навчальний посібник / О. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов. – Київ; Одеса: Либідь, 1991. – 240 с.

2. Обґрунтування маршруту обробки та розмірний аналіз технологічних процесів : навчальний посібник / О. В. Якимов, П. А. Лінчевський, О. О. Якимов. – Київ: УМК ВО, 1993. – 125 с.

3. Високопродуктивна обробка абразивно-алмазними інструментами : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: Техніка, 1993. – 152 с.

4. Високопродуктивне шліфування : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.

5. Теорія та прогресивні технології глибинного алмазного шліфування : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Харків, 1995. – 102 с.

6. Оптимізація технологічних процесів у машинобудуванні : навчальний посібник / О. В. Якимов, В. П. Ларшин, О. О. Якимов, Б. О. Ткаченко, М. І. Решетнєв. – Київ, 1995. – 105 с.

7. Алмазна обробка : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1996. – 167 с.

8. Теоретичні основи інтегрованих технологічних систем : навчальний посібник : У 5 кн. / За заг. ред. О. В. Якимова. – Одеса: ОДПУ, 1997.

9. Теплові та механічні процеси при різанні металів : навчальний посібник / Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, С. Г. Зимин, Г. В. Новіков, В. О. Вайсман. – Одеса: ОДПУ, 1997. – 179 с.

10. Теплові процеси при звичайному та переривчастому шліфуванні : навчальний посібник / О. В. Якимов, Б. О. Ткаченко, С. Г. Зимін, О. О. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков. – Одеса: ОДПУ, 1998. – 272 с.

11. Якість та продуктивність абразивно-алмазної обробки : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 212 с.

12. Теоретичні основи різання та шліфування матеріалів : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков, Б. С. Сєров. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 450 с.

13. Технологічні процеси виготовлення високоточних деталей гідро- та пневмоапаратури : навчальний посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Є. В. Грисенко, В. П. Ларшин, О. О. Якимов, Г. В. Новіков; За заг. ред. проф. О. В. Якимова. − Одеса: ОНПУ, 2006. − 328 с.

У цих навчальних посібниках сконцентровано основні досягнення у галузі технології машинобудування. Значну увагу приділено математичній формалізації технологічних процесів машинобудування. Наведено аналітичні розрахунки основних параметрів технологічних процесів, що визначають продуктивність, якість і точність оброблюваних поверхонь деталей машин, собівартість виготовленої машинобудівної продукції. Це дозволило відрити нові можливості теоретичного аналізу і синтезу технологічних процесів і встановлення нових технологічних рішень. Також ці роботи вносять значний вклад як у розвиток навчального процесу, так і в розвиток самих технологічних процесів машинобудування, оскільки в них наведено теоретичні та практичні рекомендації із їх вдосконалення та ефективного застосування.

У навчальних посібниках професор Якимов О. В. особливу увагу приділив розвитку фінішних методів механічної обробки деталей машин. Розкрив фізичну сутність та перспективні напрями подальшого вдосконалення методу переривчастого шліфування, якому він присвятив свою докторську дисертацію та за тематикою якого на той час було підготовлено більше 50 дисертаційних робіт його аспірантів. Тому наведені методи розрахунку параметрів силової і теплової напруженості

процесу шліфування дозволяють студентам краще зрозуміти його сутність та можливості практичного застосування.



Ці навчальні посібники значно розширили результати попередніх наукових та навчально-методичних досліджень професора Якимова О. В., які були наведено в таких його роботах:

1. Якимов О. В. Оптимізація процесу шліфування / О. В. Якимов. – М.: Машинобудування, 1975. – 176 с.

2. Якість виготовлення зубчастих коліс / О. В. Якимов, Л. П. Смирнов, Ю. А. Бояршинов та ін. – М.: Машинобудування, 1979. – 191 с.

3. Управління процесом шліфування / О. В. Якимов, О. М. Паршаков, В. І. Свирщов, В. П. Ларшин. – Київ: Техніка, 1983. – 184 с.

4. Якимов О. В. Абразивно-алмазна обробка фасонних поверхонь. – М.: Машинобудування, 1984. – 312 с.

5. Якимов О. В. Переривчасте шліфування. – Київ: Вища школа, 1986. – 175 с.

6. Технологія автоматизованого шліфування / О. В. Якимов, В. П. Ларшин. – Київ: Знання, 1988. – 15 с.



У подальших своїх наукових і навчально-методичних роботах у 1990 – 2010 рр. професор Якимов О. В. зосередив увагу на підготовці серії підручників для студентів за тематикою сучасного машинобудування. Для підготовки цих підручників він підключив своїх учнів: професорів Новікова Ф. В., Ларшина В. П., Марчука В. І., Лінчевського П. А. та ін.

1. Технологія автоматизованого машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. С. Гусарєв, О. О. Якимов, П. А. Лінчевський, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, В. П. Ларшин. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 402 с.

2. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, О. В. Усов, П. Т. Слободяник, Д. В. Іоргачев. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.

3. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. Н. Царюк, О. О. Якимов, Г. О. Оборський, В. П. Ларшин, О. В. Самойленко. – Одеса: Астропринт, 2001. – 608 с.

4. Теоретичні основи технології машинобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков, М. І. Решетнєв. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 491 с.

5. Технологія машино- та двигунобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, В. М. Тонконогий, О. О. Якимов, Г. О. Оборський, В. П. Ларшин, Г. В. Новіков, Ю. М. Кривошапка. − Одеса: ОНПУ, 2005. − 720 с.

6. Технологія машино- та приладобудування : підручник / О. В. Якимов, В. І. Марчук, П. А. Лінчевський, О. О. Якимов, В. П. Ларшин. – Луцьк: Редакційно-видавничий відділ ЛДТУ, 2005. – 712 с.

7. Технологія автоматизованого машинобудування : підручник / О. В. Якимов, В. С. Гусарєв, О. О. Якимов, П. А. Лінчевський, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, В. П. Ларшин. − Одеса: ОНПУ, 2005. − 410 с.

8. Технологія машинобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, П. А. Лінчевський, В. П. Ларшин, Є. В. Грисенко, О. О. Якимов, А. В. Фадєєв, Г. В. Новіков. − Одеса: ОНПУ, 2012. − 693 с.

У цих підручниках професор Якимов Олександр Васильович приділив значну увагу історії та етапам розвитку науки "Технологія машинобудування". Постійно наголошував, *що технологія машинобудування як наука покликана розробити теорію забезпечення якості виробів за найменшої собівартості їх виготовлення. Технологія машинобудування є прикладною наукою, викликаною до життя потребами промисловості. Вона пройшла у своєму розвитку через декілька етапів [94].*

1. Попередній етап, що накопичений людством тисячоліттями.

2. Підготовчий етап, починаючи з появи перших токарних та свердлильних верстатів із ручним приводом у XII – XVII століттях.

3. Накопичувальний етап (XVII – XIX століття) характеризується накопиченням вітчизняного та зарубіжного виробничого досвіду виготовлення машин. Наприкінці XVIII – на початку XIX століть в технічних журналах та брошурах публікуються описи процесів обробки різних деталей, обладнання та інструментів, що застосовуються. Накопичений досвід вперше було описано в 1807 р. професором Двігубським І. В. у книзі "Початкові основи технології, або короткий опис робіт на заводах та фабриках".

4. Перший науковий етап (1880 – 1940 рр.) характеризується узагальнюванням та систематизацією виробничого досвіду, початком розроблення загальних наукових принципів побудови технологічних процесів.

5. Другий науковий етап (1941 – 1970 рр.) відрізняється розробкою нових технологічних ідей. Формуються: теорія точності обробки, якості поверхні та її впливу на експлуатаційні властивості деталей машин; теорія технологічної спадковості. Детально досліджуються різні методи обробки: лезова, абразивна, оздоблювально-зміцнююча обробка ППД. Розробляються: групова технологія, адаптивне управління обробкою, наукові основи складання. Першим результатом цих досліджень та формування технології машинобудування як науки стала книга професора Соколовського О. П. "Наукові основи технології машинобудування" (1955 р.).

6. Третій науковий етап (1970 – 2000 рр.) характеризується широким використанням досягнень фундаментальних наук та обчислювальної техніки. Суттєво підвищується теоретичний рівень технології машинобудування. Розробляються та ретельно досліджуються електрофізичний, плазмовий, іонний, лазерний та комбіновані методи обробки.

В даний час формується четвертий науковий етап розвитку технології машинобудування, що полягає в об'єднанні технологій проєктування, виготовлення і експлуатації машин та в розробленні наукових основ з системного створення нових технологічних методів обробки, у тому числі і механо-фізико-хімічних, які дозволяють забезпечити необхідні експлуатаційні властивості деталей машин, а також у розробленні модульного принципу побудови технологічних процесів.

Становлення промисловості призвело до появи науки щодо технології машинобудування, яка стала її рушійною силою.

Аналіз робіт з технології машинобудування, а також грантів та науково-технічних публікацій з технології машинобудування, науково-технічних проєктів з виробничих технологій показує, що перспективними напрямами науково-технічних досліджень у технології машинобудування є:

1. Нові наукомісткі технології у машинобудуванні.

2. Комбіновані методи обробки.

3. Технологічне забезпечення та підвищення якості виробів машинобудування.

4. Технологічне підвищення продуктивності та зниження собівартості виробів машинобудування.

5. Удосконалення існуючих і розроблення нових енерго- та матеріалозабезпечуючих технологічних процесів виготовлення виробів машинобудування.

6. Технологічне формування поверхневих шарів деталей машин різними методами: легування, імплантації та нанесення покриттів.

7. Об'єднання проєктування, виготовлення, експлуатації та ремонту виробів машинобудування у єдиний технологічний процес.

8. Технологічне забезпечення закономірно-змінної якості поверхневого шару та експлуатаційних властивостей деталей машин.

9. Створення банку даних щодо технологічного забезпечення безпосередньо експлуатаційних властивостей деталей машин та їх з'єднань.

10. Технологічна спадковість від отримання матеріалів до експлуатації машин.

11. Нові типові, групові та модульні технологічні процеси виробів машинобудування.

12.Створення адаптивних технологічних систем.

13. Удосконалення та розроблення нових САПР технологічних процесів.

14. Технологічні середовища та самоорганізовані технологічні системи.

При цьому не виключається, а вітається відкриття нових наукових напрямів, які можуть забезпечити внесок у розвиток технології машинобудування як науки.

Жорстка конкурентна боротьба машинобудівних підприємств за умов відкритої ринкової економіки, безсумнівно, призведе до затребуваності технологічної науки в нашій країні.

Всі ці підручники під редакцією професора Якимова О. В. написано на принципово нових наукових і навчально-методичних засадах із застосуванням фундаментальних положень механіки, теплофізики, матеріалознавства, хімії та інших природничих наук. Про це дуже яскраво він написав у передмові до підручника "Теоретичні основи технології машинобудування" (2002 р.) [92]:

Технологія машинобудування – це наука про виготовлення машин необхідної якості у встановленій виробничій програмі кількості та в задані терміни при найменших витратах живої та автоматизованої праці, тобто при найменшій собівартості. Дане визначення, за суттю, є формулюванням задачі оптимізації із зазначенням цільової функції – собівартості та технологічних обмежень. Вибір оптимальних варіантів технологічних процесів вимагає побудови математичних моделей, які враховують різноманітність чинників, що визначають можливості методів механічної та фізико-хімічної обробки, обладнання, інструменту, технологічного оснащення, способів базування заготовок. Встановити замкнуту систему математичних рівнянь, які з єдиних позицій описують процеси створення машин, дуже складно.

Для вирішення завдань оптимізації у технології машинобудування необхідно, в першу чергу, на фундаментальному рівні формалізувати процеси обробки та на цій основі виявити й обґрунтувати їх технологічні можливості. З цією метою у підручнику розглянуто наукові підходи до аналізу точності обробки з урахуванням зношування ріжучого інструменту та податливості пружної системи, верстатів та динаміки процесу різання. Розглянуто закони розподілу похибок і практичне їх застосування у технології машинобудування. З використанням принципу поєднання баз на конкретних прикладах представлено розмірний аналіз технологічних процесів. Висвітлено механізм структурних перетворень з урахуванням термічних циклів у зоні різання. Значну увагу приділено питанням оптимізації технологічних процесів, проведено пошук оптимальних технологічних рішень за умов невизначеності. Викладено сутність та місце хіміко-термічної обробки у структурі технологічного процесу і фізико-хімічних методів обробки поверхонь. Проаналізовано причини утворення шорсткості поверхні, кінетику формування тимчасових термопружних напружень в поверхневих шарах деталей. Встановлено зв'язок експлуатаційних характеристик деталей із якістю поверхневого шару. Розглянуто сутність переривчастого шліфування та область раціонального його застосування. Спеціальний розділ присвячено розгляду різних методів оптимізації технологічних процесів.

Такий виклад науково-теоретичних та інженерних проблем у курсі "Технологія машинобудування" сприяє підвищенню загально-

наукової теоретичної підготовки інженерів та практичному використанню досягнень фундаментальних наук під час вирішення виробничих завдань. Теоретичні основи окремих розділів відображають пріоритет української науки.

Під час написання підручника широко використовувався накопичений досвід викладання курсу "Технологія машинобудування" та методичні розробки кафедр різних вузів.

У вступі до підручника "Теоретичні основи технології машинобудування" (2002 р.) професор Якимов О. В. написав [92]:

Технологія машинобудування як навчальна дисципліна має низку особливостей, які суттєво відрізняють її від інших спеціальних дисциплін:

1. Технологія машинобудування є прикладною наукою, яка безпосередньо пов'язана з промисловістю, що розвивається.

2. Будучи прикладною наукою, технологія машинобудування водночас базується на фундаментальних науках. Вона має теоретичну основу, що включає: вчення про точність, якість поверхневого шару, розмірний аналіз, оптимізацію параметрів, розробку комп'ютерних технологій, розрахунок розмірних ланцюгів, розсіювання розмірів; вчення про типізацію технологічних процесів і групову обробку, про жорсткість пружної технологічної системи, похибки технологічного оснащення та обладнання, про явища, які відбуваються в поверхневих шарах деталей, що шліфуються, під дією високих температур і тиску.

3. Технологія машинобудування є комплексною інженерною та науковою дисципліною, що має нерозривний зв'язок з такими дисциплінами, як теорія різання, металорізальні верстати і інструменти, допуски, технічні вимірювання, матеріалознавство і термічна обробка.

Розгляд технологічних процесів без використання цих наук взагалі неможливий. Сучасні напрями в галузі створення комп'ютерних технологій, структурної і параметричної оптимізації, створення адаптивних та інтелектуальних систем ґрунтуються на досягненнях математики, електронної, обчислювальної і керуючої техніки, кібернетики, радіотехніки, металофізики та інших сучасних теоретичних і технічних наук.

4. Технологія машинобудування є основною профільною дисципліною, що значною мірою визначає рівень професійної підготовки

інженерів та їх здібностей до практичного використання загальнотеоретичних та загальноінженерних наук.

Концепції навчання інженера-механіка повинні складатися із трьох актів: інформаційного, аналітичного і синтетичного.

Перший акт знань (інформаційний), ставить та відповідає на запитання: що, де, коли, скільки? Традиційний набір дисциплін гуманітарного профілю готує студентів до відповіді на поставлені запитання.

Другий акт знань (аналітичний) ставить та відповідає на запитання: як зробити? Ці знання забезпечують інженерно-технічні дисципліни.

Третій акт знань вимагає синтезу інформації з метою забезпечити розуміння суті (проблеми, явищ). Цей акт знань ставить і відповідає на запитання: чому?

Основна мета курсу технології машинобудування – забезпечити розуміння проблеми. Отже, центр знань у вищій школі має зміститися у бік розуміння суті проблеми.

Виходячи із цього, Олександр Васильович все своє життя добивався від своїх учнів – студентів і аспірантів – розуміння суті проблеми, яку вони вивчали або досліджували у своїх дипломних та дисертаційних роботах. А це були нові ефективні процеси механічної обробки деталей машин, які постійно впроваджували аспіранти Якимова О. В. у виробництво. Особливо значні успіхи було досягнуто від створення та впровадження технологічних процесів переривчастого шліфування. У результаті значно підвищувалися показники якості, точності і продуктивності обробки, що відривало широкі можливості створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції.

Олександр Васильович весь час підтримував тісні зв'язки з машинобудівними підприємствами, впроваджував свої розробки та консультував фахівців підприємств. Він добре розумів проблеми виробництва, оскільки багато років працював на машинобудівному підприємстві. Це допомагало йому активно і ефективно займатися впровадженням нових технологій у виробництво, в тому числі і в тяжкі 1990-ті роки, коли машинобудівні підприємства знаходилися у скрутному становищі та зупиняли свою виробничу діяльність. Однак Олександр Васильович в цей час не припиняв свою наукову діяльність. Він постійно із своїми учнями (докторами і кандидатами технічних наук) працював над створенням

наукових основ сучасної технології машинобудування, підготовкою та виданням підручників і навчальних посібників. Вдосконалював свій метод переривчастого шліфування для подальшого впровадження на машинобудівні підприємства, оскільки був впевнений, що зовсім скоро підприємства знову запрацюють. І дійсно, наприкінці 1990-х років в житті нашої країни почалися проявлятися позитивні тенденції відновлення виробничої діяльності машинобудівних підприємств. Все більше і більше підприємств отримували замовлення на виробництво машинобудівної продукції і почали працювати. Особливо радісні новини надходили із Харківського машинобудівного заводу "ФЕД", який один із перших у країні відновив свою виробничу діяльність і отримав великі на той час замовлення на виготовлення продукції авіаційного призначення. Ця продукція відзначалася від традиційної машинобудівної продукції. Вона була високотехнологічною і наукомісткою. Її виробництво вимагало застосування сучасних наукомістких технологій і технологічного обладнання, високої технічної і технологічної кваліфікації фахівців. Тому до періоду застою на заводі працювали висококласні фахівці, які могли виготовляти високоточні вироби авіаційного призначення. Завод був забезпечений високотехнологічним обладнанням. В період застою керівництву заводу вдалося зберегти свій кадровий потенціал та обладнання. Це дозволило наприкінці 1990-х років фактично повністю відновити виробничу діяльність. Завод почав працювати і виготовляти повноцінну продукцію, за короткий час досяг значних технічних і технологічних успіхів та став флагманом вітчизняного машинобудування.

Олександр Васильович постійно цікавився у свого учня – доктора технічних наук Новікова Ф. В. – як йдуть справи на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД". Дуже радів позитивним змінам, які в той час відбувалися не тільки на цьому заводі, а й на інших Харківських машинобудівних заводах. Йому хотілося запропонувати щось нове, щоб підсилити відновлення й розвиток підприємств. І в нього з'явилася дуже цікава ідея провести в стінах такого прогресивного заводу, як Харківський машинобудівний завод "ФЕД", серію науково-технічних конференцій. Цю ідею підтримали керівники заводу: Генеральний директор Жданов А. О. та головний інженер Фадєєв В. А. і в період 23 – 25 травня 2000 року на заводі "ФЕД" відбулася перша така конференція. Вона пройшла з великим успіхом за участю відомих вчених-технологів та фахівців машинобудівних підприємств міста Харкова. У своїх доповідях

виступаючі пропонували нові технічні і технологічні підходи до скорішого виходу підприємств із кризового стану і налагодження сталого виробництва. Аплодували виступам керівників заводу "ФЕД", які доповіли про здійснені кроки, що дозволили заводу за короткий час вийти із кризового стану, відновити свою діяльність та розпочати виготовлення і постачання замовникам своєї продукції.

Професор Якимов О. В. – керівник науково-технічної конференції – користувався дуже великою популярністю і увагою серед учасників конференції і, особливо, фахівців підприємств. Вся Україна його знала як класика вітчизняного машинобудування. Його вітали у цехах і технічних відділах заводу "ФЕД", слухали кожне його слово, оскільки він все життя теж займався створенням авіаційної техніки і знав її глибинні секрети. Наприкінці конференції Якимов О. В. запропонував продовжити проводити конференції кожен рік. Також запропонував всім учасникам конференції прийняти участь у підготовці фундаментального наукового видання в 10-ти томах під загальною назвою "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування".

У результаті науково-технічні конференції під назвою "Фізичні та комп'ютерні технології" постійно (2 рази на рік) проводилися на заводі "ФЕД". Професор Якимов О. В. на протязі 5 років постійно приїзжав до Харкова та керував їх проведенням. Всього було проведено 23 конференції, за результатами яких видавалися збірники матеріалів конференцій. Також за декілька років було підготовлено і видано 10 дуже об'ємних томів колективної монографії "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування".

У передмові до цього видання професор Якимов О. В. написав:

Бурхливий розвиток турбінобудування та атомного реакторобудування, двигунобудування, авіаційної та ракетно-космічної техніки зумовило створення наукових методів розрахунків на міцність та надійність машин і систем в умовах високих швидкостей та температур для вирішення великих наукових і практичних проблем проєктування техніки сучасного та перспективного машинобудування. Це відкрило нові можливості у вирішенні на науковій основі проблем теорії та практики технології машинобудування, створення високоефективних процесів, інструментів і обладнання для механічної та фізико-технічної обробки матеріалів. З'явилася можливість науково обґрунтованого проєктування інструментів, обладнання, оснащення

та складних технологічних систем, аналітичного розрахунку оптимальних умов та схем обробки.

У зв'язку з цим, у межах проведеної нами у місті Харкові на базі ХНПК "ФЕД" Міжнародної науково-технічної конференції "Фізичні та комп'ютерні технології" поставлено завдання підготовки та видання колективних наукових праць у 10-ти томах під загальною назвою "Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів та технології машинобудування".

Мета видання – новий фізико-математичний погляд на проб-леми механічної, фізико-технічної обробки та технології машинобудування; озброєння фахівців та науковців-технологів новими фундаментальними знаннями для створення наукомістких технологій машинобудування.

Структурно кожен том складається з розділів, підготовлених різними авторами. Зміст томів – класичні питання теорії різання, технології машинобудування та інших технологічних дисциплін, представлених у формалізованому вигляді, а також опис нових наукових технологічних розробок, які набули практичного застосування.

В основу аналізу основних напрямів розвитку процесів обробки матеріалів та технології машинобудування покладено максимально можливу продуктивність праці, обумовлену великою кількістю технічних обмежень за якістю, точністю, енергомісткістю та економічністю обробки тощо. Фактично кожен том видання спрямований на розкриття фізичної сутності зазначених обмежень та зниження їх питомої ваги в загальній системі обмежень продуктивності праці. Такий підхід дозволив з єдиних позицій підійти до встановлення фундаментальних рішень щодо створення наукомістких технологій.

Результати досліджень, наведені у виданні, на наш погляд, матимуть надзвичайно велике наукове і практичне значення під час створення нової техніки та підготовці фахівців. Нині накопичено величезний досвід вирішення оптимізаційних завдань з технології машинобудування. Однак рішення різнорідні, немає єдиного підходу до математичного опису технологічних процесів, немає єдиних рівнянь (залежностей), що описують цільові функції (собівартість, продуктивність, параметри точності та якості обробки) і технічні обмеження. Це звужує можливості оптимального проєктування. Достатньо зазначити, що і зараз відсутні науково обґрунтовані рекомендації

щодо вибору оптимальних методів обробки під час проєктування операційної технології, не кажучи про більш складне проєктування маршрутної технології. У результаті технолог підходить до проєктування операційно-маршрутної технології суто інтуїтивно, посилаючись на свій власний досвід, а не на теорію, що, безперечно, не відповідає вимогам ринкової економіки щодо створення конкурентоспроможної продукції.

Це надзвичайно важливо саме зараз, коли на підприємства надходить комп'ютерна техніка, за допомогою якої можна автоматизувати проєктні роботи, вибирати оптимальні варіанти операційно-маршрутної технології на основі кількісних розрахунків. Для цього потрібна хороша практична формалізована теорія технології машинобудування, механічної та фізико-технічної обробки, доведена до рівня інженерних формул. Важливо з єдиних позицій виконати оптимізацію параметрів лезової та абразивної обробки і отримати оптимальні рішення, розробити методики розрахунку оптимальних режимів різання та інших умов обробки, а також надати рекомендації щодо виявлення та реалізації нових резервів обробки. Цей підхід дозволить науково-обґрунтовано підійти до розкриття (уточнення) фізики процесів обробки та встановлення їх технологічних можливостей з погляду підвищення продуктивності, точності та якості обробки; теоретичного узагальнювання основних результатів (показників) обробки, досягнутих різними методами обробки.

Закордонні пакети прикладних програм з автоматизованого проєктування технологічних процесів, що з'явилися нещодавно разом з комп'ютерною технікою, як показує досвід, також не вирішують завдань вибору оптимальних методів обробки та проектування оптимальної операційно-маршрутної технології, оскільки спрямовані, головним чином, на автоматизацію "ручної праці" і базуються на часткових, отриманих в основному дослідним шляхом, результатах.

Дане видання покликане вирішити проблему якнайшвидшого переходу від традиційних спрощених емпіричних моделей технологічних процесів до аналітичних, заснованих на глибоких фізико-математичних знаннях.

Основний зміст 10-томного видання:

Том 1. Механіка різання матеріалів (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Остаф'єв В. О., Кривошапка Ю. М.,

Фадєєв В. А., Ткаченко В. П., Мазур М. П., Малихін В. В., Іноземцев К. О., 2002 р. – 580 с.).

Том 2. Теплофізика різання матеріалів (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Остаф'єв В. О., Кривошапка Ю. М., Усов А. В., Лебедєв В. Г., Худобін Л. В., Хусаїнов А. Ш., Ларшин В. П., Сизий Ю. А., Слободяник П. Т., 2003 р. – 625 с.).

Том 3. Різання матеріалів лезовими інструментами (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Фадєєв В. А., Зубар В. П., Коломієць В. В., Кривошапка Ю. М., Карюк Г. Г., Бочко А. В., Ямніков О. С., Валіков Є. М., Гнатюк А. П., Айрикян А. Л., 2003 р. – 546 с.).

Том 4. Теорія абразивної та алмазно-абразивної обробки матеріалів (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Кривошапка Ю. М., Ткаченко В. П., Рибицький В. А., Новосьолов Ю. К., Проволоцький О. Є., Негруб С. Л., Матюха П. Г., 2002 р. – 802 с.).

Том 5. Обробка металів методами пластичного деформування (автори: Новіков Ф. В., Новіков Г. В., Крюк А. Г., Чистяк В. Г., Савченко М. Ф., Морачковський О. К., Бреславський Д. В., Кривошапка Ю. М., Лавинський В. І., Мовшович О. Я., Будений М. М., Тришевський О. І., Плеснецов Ю. О., Юрченко О. А., 2004 р. – 522 с.).

Том 6. Якість обробки деталей машин (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Ларшин В. П., Лавріненко В. І., Новосьолов Ю. К., Каїнов Д. О., Коломієць В. В., Кривошапка Ю. М., Дудко П. Д., Шкурупій В. Г., Браташевський О. Ю., Ткаченко В. П., Гуцаленко Ю. Г., 2003 р. – 716 с.).

Том 7. Точність обробки деталей машин (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Ларшин В. П., Фадєєв В. А., Кривошапка Ю. М., Дитиненко С. О., Оборський Г. О., Тонконогий В. М., Слободяник П. Т., 2004 р. – 546 с.).

Том 8. Оптимизація технологічних процесів в машинобудуванні (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Ларшин В. П., Кривошапка Ю. М., Проволоцький О. Є., Ясев О. Г., Лапшин С. П., Малихін В. В., Шовковий О. М., 2004 р. – 509 с.).

Том 9. Проєктування технологічних процесів в машинобудуванні (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Якимов О. О., Ларшин В. П., Чумний Ю. І., Кривошапка Ю. М., Ємельянов С. Г., Куц В. В., Гуцаленко Ю. Г., 2005 р. – 584 с.).

Том 10. Концепції розвитку технології машинобудування (автори: Новіков Ф. В., Якимов О. В., Новіков Г. В., Якимов О. О., Ларшин В. П., Шепелєв А. О., Лавріненко В. І., Кривошапка Ю. М., Ковальчук О. М., Яценко С. М., Шкурупій В. Г., Тігарев В. М., 2005 р. – 565 с.).



Професор Якимов О. В. в деканаті механіко-технологічного факультету (справа від Григор'яна Г. Д. сидить Лінчевський П. А.)



Професор Якимов О. В. на засіданні Вченої Ради



Професор Якимов О. В. у 1995 році на кафедрі "Технологія машинобудування" приймає поздоровлення із 70-річчям



Студенти-випускники кафедри
"Технологія машинобудування" із своїми викладачами (1996 р.)
Верхній ряд: Лінчевський П. А., Тонконогий В. М., Хайловський М. Т.,
Якимов О. В., Іллященко А. А., Ломакін К. В.



Якимов О. В. серед учасників науково-технічної конференції, яка відбулася на Харківському машинобудівному заводі "ФЕД" (26.04.2001 р.)





Привітання професора Якимова О. В. із 80-річчям (15.03.2005 р.)





Професор Якимов О. В. на захисті дисертаційної роботи Яценко С. М.
в Одеському національному політехнічному університеті (26.01.2007 р.)




Таким запам'ятався Олександр Васильович на останніх кафедральних фотографіях (16.03.2013 р.)

До авторського колективу видання увійшли провідні вчені-технологи та фахівці підприємств. Видання має енциклопедичний характер та охоплює всі основні теоретичні й практичні питання, що включають спеціальності технології машинобудування; механічної та фізико-технічної обробки матеріалів. На високому фізико-математичному рівні відображено наукові технологічні досягнення двох минулих століть та сформульовано наукові концепції подальшого розвитку процесів обробки матеріалів та технології машинобудування. Цим виданням та своїми науковими роботами професору Якимову О. В. вдалося підняти улюблену дисципліну – технологію машинобудування – до рівня академічних наук, що дозволило створювати краще, швидше та економніше літаки, холодильники та багато чого іншого …

Видання отримало широке визнання і було дуже корисне для науковців та заводських фахівців, а також для осіб, які поглиблюють свої знання у технологічній галузі. У розвиток 10-томного видання в останні роки опубліковано велику кількість монографій та навчальних посібників, які відкривають нові технологічні можливості виготовлення конкурентоспроможної машинобудівної продукції.

Поряд із вирішенням проблемних питань сучасної технології машинобудування, Олександр Васильович разом із своїми учнями в ці роки постійно приділяв значну увагу проведенню подальших теоретичних та експериментальних досліджень методів звичайного та переривчастого шліфування, особливо, з питань фізичної сутності процесу перерив-

частого шліфування та його динаміки, оскільки ударно-циклічний характер функціонування процесу призводить до постійного відновлення ріжучої здатності переривчастого шліфувального круга та зменшення енергоємності обробки. Це додатково забезпечує зменшення сили та температури різання, підвищення якості та продуктивності обробки.

Важливе значення при цьому має питання зменшення висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування, якому професор Якимов О. В. завжди приділяв значну увагу. Тому розглянемо подальші технологічні рішення в цих напрямах, які отримано професором Новіковим Ф. В.

4.2. Вплив інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування

Як показано в п. 3.5, основним недоліком процесу шліфування є наявність тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, що призводить до підвищення його силової і теплової напруженості, появі на оброблюваних поверхнях різних дефектів. Тому, щоб підвищити ефективність шліфування, необхідно виключити або зменшити інтенсивність тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом у зоні різання, застосовуючи різні технологічні методи і прийоми. При цьому важливо знати технологічні можливості процесу шліфування, що вимагає розроблення математичної моделі балансу енергій "чистого" різання і тертя під час шліфування [101]. Це пов'язано із тим, що закономірності впливу інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом на показники процесу шліфування досліджувалися експериментально. Теоретичні рішення у цьому напрямі фактично відсутні, що обмежує можливості достатньо повного розкриття фізичної сутності процесу шліфування та потребує проведення подальших досліджень. У зв'язку із цим розроблено математичну модель визначення сил і температури шліфування із урахуванням тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом.

Згідно схеми шліфування прямолінійної деталі, що рухається за нормаллю до робочої поверхні круга із швидкістю $V_{дет}$ (рис. 4.1), тангенціальну P_z і радіальну P_y складові сили різання подано у вигляді:

$$P_z = P_{z_{різ}} + P_{z_{тр}}; \quad (4.1)$$

$$P_y = P_{y_{різ}} + P_{y_{тр}}, \quad (4.2)$$

де $P_{z_{різ}}$, $P_{y_{різ}}$ – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом "чистого" різання, Н;

$P_{z_{тр}}$, $P_{y_{тр}}$ – тангенціальна і радіальна складові сили різання, що обумовлені процесом тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом, Н.

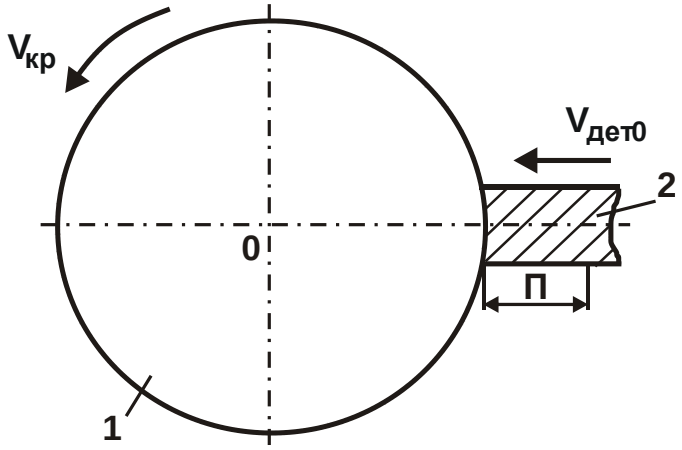


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема процесу шліфування:
1 – круг; 2 – деталь

Складові сили різання $P_{z_{різ}}$ і $P_{y_{різ}}$ визначаються залежностями:

$$P_{z_{різ}} = \sigma \cdot S_{мит} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}}; \quad (4.3)$$

$$P_{y_{різ}} = \frac{P_{z_р}}{K_{різ}} = \sigma \cdot \frac{F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot tg(\psi + \gamma), \quad (4.4)$$

де σ – умовне напруження різання, Н/м^2;

$S_{мит} = Q / V_{кр}$ – миттєва сумарна площа поперечного перерізу зрізу всіма одночасно працюючими зернами круга, м^2;

$Q = F \cdot V_{дет0}$ – фактична продуктивність обробки, м^3/с;

F – площа поперечного перерізу оброблюваної деталі (зразка), м^2;

$V_{дет0}$ – фактична лінійна швидкість знімання матеріалу, м/с ($V_{дет0} \le V_{дет}$);

$V_{кр}$ – швидкість круга, м/с;

$K_{різ} = ctg(\psi + \gamma)$ – коефіцієнт різання;

ψ – умовний кут тертя ріжучого зерна із оброблюваним матеріалом ($tg\psi = f$ – коефіцієнт тертя);

γ – умовний (негативний) передній кут ріжучого зерна.

Як випливає із наведених залежностей (4.3) і (4.4), складові сили різання $P_{z_{різ}}$ і $P_{y_{різ}}$ тим менше, чим менше параметри σ, F, $V_{дет0}$ і більше $V_{кр}$.

Складові сили різання $P_{z_{тр}}$ і $P_{y_{тр}}$ виникають за наявністю тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, коли виконується умова $V_{дет0} \le V_{дет}$. У цьому випадку оброблюваний матеріал, що підводиться у зону різання, не встигає повністю видалитися ріжучими зернами і тому в технологічній системі виникає пружне переміщення y, яке із часом обробки τ збільшується за залежністю:

$$y = (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \qquad (4.5)$$

Відповідно, величина пружного переміщення y визначає появу у технологічній системі сили

$$P_{y_{тр}} = c \cdot y = c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau, \qquad (4.6)$$

де c – жорсткість технологічної системи, Н/м.

Тангенціальна складова сили різання $P_{z_{тр}}$ пов'язана із радіальною складовою сили різання $P_{y_{тр}}$ відношенням $P_{z_{тр}} / P_{y_{тр}} = f_1$, де f_1 – коефіцієнт тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Тоді

$$P_{z_{тр}} = f_1 \cdot c \cdot (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau. \qquad (4.7)$$

Як випливає із залежностей (4.6) і (4.7), складові сили різання $P_{z_{тр}}$ і $P_{y_{тр}}$ тим менше, чим менше параметри f_1, c, $(V_{дет} - V_{дет0})$ і $\tau = П / V_{дет}$, де П – величина припуску, що знімається, м (рис. 3.31).

За умови $V_{дет0} = V_{дет}$ складові сили різання $P_{z_{тр}}$ та $P_{y_{тр}}$ дорівнюють нулю. Тому під час шліфування необхідно прагнути виконувати умову $V_{дет0} \to V_{дет}$ завдяки підтриманню у процесі обробки високої ріжучої здатності шліфувального круга. Це досягається реалізацією режиму самозагострення круга.

Під час роботи круга у режимі затуплення швидкість $V_{дет0}$ зменшується, що призводить до порушення умови $V_{дет0} = V_{дет}$, оскільки $V_{дет0}$ стає менше $V_{дет}$. У результаті залежності для визначення складових сили різання P_z, P_y та їх відношення приймають вигляд :

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot \tau ; \qquad (4.8)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot tg(\psi + \gamma) + c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot \tau ; \qquad (4.9)$$

$$К_ш = \frac{P_z}{P_y} = \frac{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot \tau}{\frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{V_{кр}} \cdot tg(\psi + \gamma) + c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot \tau} . \qquad (4.10)$$

За умови $\tau \to 0$, тобто у початковий момент обробки, залежність (4.10) набуває вигляду:

$$К_ш = К_{різ} = ctg(\psi + \gamma). \qquad (4.11)$$

Як випливає із рис. 4.2, зі збільшенням кута $(\psi + \gamma) \to 90^o$ коефіцієнт шліфування $К_ш \to 0$. Зі збільшенням часу обробки τ другі доданки у чисельнику і знаменнику залежності (4.10) будуть збільшуватися і перевищать перші доданки у чисельнику і знаменнику залежності (4.10):

$$К_ш = f_1 = tg\psi_1 = ctg\left(90^o - \psi_1\right), \qquad (4.12)$$

де ψ_1 – умовний кут тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом.

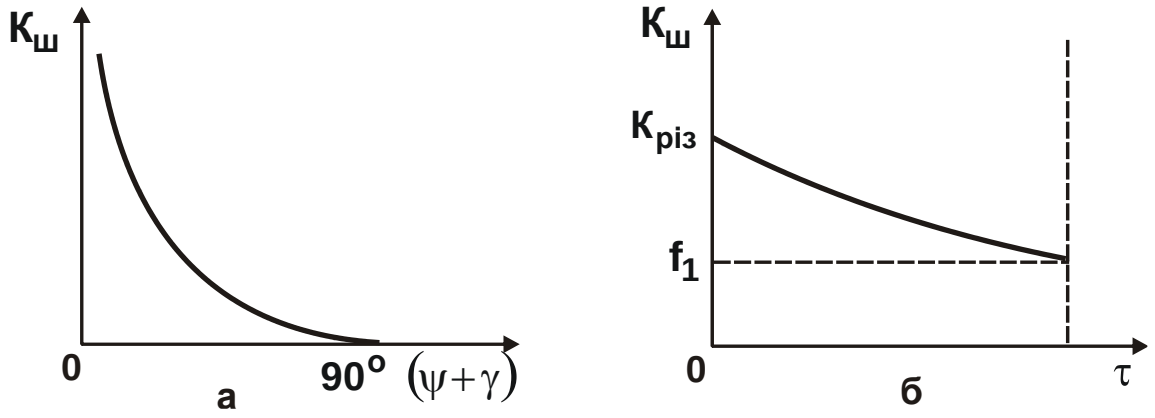


Рисунок 4.2 – Залежності коефіцієнта шліфування $К_ш$ від кута $(\psi + \gamma)$ (а) і часу обробки τ (б)

Після порівняння наведених залежностей, видно, що у початковий момент обробки за невеликого кута γ кут $\left(90^o - \psi_1\right)$ буде більше кута $\left(\psi + \gamma\right)$ і тому, відповідно до рис. 4.2,а, виконуватиметься умова $\mathrm{ctg}\left(90^o - \psi_1\right) < \mathrm{ctg}\left(\psi + \gamma\right)$. Отже, справедлива умова $\mathrm{ctg}\left(\psi + \gamma\right) > f_1$ і характер зміни коефіцієнта шліфування $К_ш$ із часом обробки τ буде підповідати залежності, яку показано на рис. 4.2,б. Очевидно, за умови $К_ш = f_1$ процес різання фактично відсутній, має місце лише процес тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, що призводить до збільшення пружного переміщення y із часом обробки τ. За цієї умови можна визначити кут $\left(\psi + \gamma\right)$, за яким процес різання переходить у процес інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом: $\mathrm{ctg}\left(90^o - \psi_1\right) = \mathrm{ctg}\left(\psi + \gamma\right)$ або $90^o - \psi_1 = \psi + \gamma$. Граничне (максимальне) значення умовного (негативного) переднього кута ріжучого зерна γ, за яким відбувається перехід від процесу різання до процесу тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дорівнює $\gamma = 90^o - \psi_1 - \psi$.

Як видно, кут γ тим менше, чим більше кути ψ_1 і ψ. Наприклад, за умов $\psi_1 = 20^o$ ($\mathrm{tg}\psi_1 = f_1 = 0{,}36$) та $\psi = 10^o$ ($\mathrm{tg}\psi = f = 0{,}18$) граничне негативне значення кута $\gamma = 60^o$. За великих значень кута $\gamma > 60^o$ процес шліфування практично нездійсненний у зв'язку зі значним пружним переміщенням, що виникає в технологічній системі, й, відповідно, значною силою різання, яка безперервно збільшуватиметься із часом обробки τ.

Другі доданки у залежностях (4.8) і (4.9) обумовлені пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі, у зв'язку із відмінністю номінальної $V_{дет}$ і фактичної $V_{дет0}$ лінійної швидкостей знімання матеріалу. Тому зі збільшенням часу обробки τ другі доданки у залежностях (4.8) і (4.9) збільшуються, викликаючи суттєве збільшення складових сили різання P_z і P_y, незалежно від зношування зерен круга. Практичним підтвердженням цього є те, що умовне напруження різання під час шліфування у декілька разів більше, ніж під час мікрорізання одиничним зерном [99]. Отже, наявність тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом призводить до значного збільшення енергоємності та сили різання під час шліфування.

Виходячи із цього, однією з основних умов зменшення складових сили різання P_z і P_y є зниження інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом, що призводить до зменшення других доданків у залежностях (4.8) і (4.9). Це досягається забезпеченням умови $V_{дет0} = V_{дет}$ завдяки безперервному підтриманню у процесі шліфування високої ріжучої здатності круга завдяки здійсненню його роботи у режимі самозагострення або у режимі безперервного (періодичного) правлення.

Із аналізу залежності (4.10) також можна зробити висновок, що основним напрямом збільшення коефіцієнта шліфування $К_ш$ і підвищення продуктивності та якості обробки під час шліфування є виконання умови $V_{дет0} = V_{дет}$. У цьому випадку коефіцієнт шліфування $К_ш$ набуває найбільшого значення, і процес шліфування здійснюється із найбільшою ефективністю. Додатковою умовою збільшення коефіцієнта шліфування $К_ш$ слід розглядати зменшення кута $(\psi + \gamma)$ шляхом забезпечення високої ріжучої здатності шліфувального круга.

Виходячи із залежностей (4.8) і (4.9), складові сили різання P_z і P_y із часом обробки τ необмежено збільшуються. Це призводить до зниження точності та якості обробки. Підвищити ефективність процесу шліфування можна застосуванням кругів із переривчастою робочою поверхнею (рис. 3.1) [113, 114]. У зв'язку із переривчастим характером шліфування у початковий момент взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом технологічна система не встигає відреагувати на імпульс сили та отримати відповідне пружне переміщення. Це випливає із аналітичної залежності для визначення амплітуди коливань від дії короткочасної сили різання без урахування дисипативних сил (рис. 4.3) [63]:

$$y = y_{стат} \cdot (1 - \cos k\tau), \qquad (4.13)$$

де $y_{стат}$ – статичне переміщення у технологічній системі, м;

$k = \sqrt{c/m}$ – власна частота системи, Гц;

c – жорсткість технологічної системи, Н/м;

τ – час обробки, с.

За відносно невеликого значення $k\tau < \pi/2$ амплітуда коливань $y \to 0$. У роботі [98] показано, що власна частота пружної системи плоского шліфувального верстата приймає значення $k = 0 \ldots 50$ Гц. Час контакту робочого виступу (довжиною $l_{01} = 20$ мм) переривчастого круга

із оброблюваним матеріалом у процесі шліфування із швидкістю круга $V_{кр} = 40$ м/с дорівнює: $\tau = \frac{l_{01}}{V_{кр}} = \frac{20\ мм}{40 \cdot 10^3 мм/с} = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ с. Добуток $k\tau$ за умови $k = 300$ Гц дорівнює: $k\tau = 300\ с^{-1} \cdot 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ с = 0,15. Відповідно, період коливань пружної системи верстата $T = 2\pi = 6{,}28$. Тоді $\frac{T}{k\tau} = \frac{6{,}28}{0{,}15} = 41{,}9$, тобто час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом значно менше періоду коливань пружної системи верстата T. Отже, згідно залежності (4.10), величина пружного переміщення y буде значно меншою за величину $y_{стат}$. Це сприятиме більш глибокому впровадженню абразивних зерен у оброблюваний матеріал та підвищенню інтенсивності знімання матеріалу, що фактично виключить із залежностей (4.8) і (4.9) другі доданки, пов'язані із виникненням у технологічній системі пружних переміщень. Тому в умовах переривчастого шліфування можна реалізувати умову $V_{дет0} \to V_{дет}$, що визначає сталість у часі складових сили різання P_z і P_y.

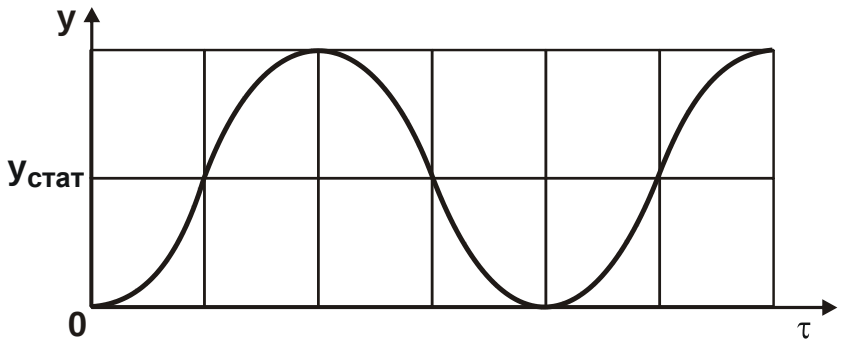


Рисунок 4.3 – Характер зміни амплітуди коливань від часу τ

Цим показано, що завдяки ударно-циклічній взаємодії круга із оброблюваною деталлю застосування переривчастого шліфування [99] сприяє зменшенню пружних переміщень, що виникають у технологічній системі в початковий момент контакту, внаслідок запізнення переміщень від дії короткочасної сили. Це призводить до зменшення других доданків у залежностях (4.8) і (4.9).

У результаті ударно-циклічна взаємодія круга з оброблюваною деталлю інтенсифікує процес правлення переривчастого круга та забезпечує його високу ріжучу здатність, що призводить до зменшення

сили і температури різання [113]. Отже, під час переривчастого шліфування фактично виключаються другі доданки у залежностях (4.8) і (4.9), а відношення P_z / P_y дорівнює відношенню $P_{z_{різ}} / P_{y_{різ}} = \mathrm{ctg}(\psi + \gamma)$. Зменшенням суми кутів $(\psi + \gamma)$ можна досягти підвищення відношення P_z / P_y і, відповідно, підвищення якості та продуктивності обробки.

Необхідно зазначити, що під час звичайного шліфування (суцільним кругом) із часом обробки τ другі доданки у залежностях (4.8) і (4.9) збільшуються і значно перевищують перші доданки. Тому із достатньою для практики точністю розрахунок складових сили різання P_z і P_y можна виконувати без урахування перших доданків у залежностях (4.8) і (4.9). Тоді відношення $P_z / P_y = f_1$.

Для порівняння у табл. 4.1 наведено розрахункові значення відношення $P_z / P_y = \mathrm{ctg}(\psi + \gamma)$ під час переривчастого шліфування. Як видно, вони змінюються у межах 0 … 1 і за достатньо високої гостроти ріжучих зерен можуть значно перевищувати значення f_1. Із цього випливає, що під час переривчастого шліфування відношення P_z / P_y більше, ніж під час звичайного шліфування, а це створює можливість підвищення якості та продуктивності обробки. Власне, цим пояснюється ефективність застосування переривчастого шліфування на практиці.

Таблиця 4.1 – Розрахункові значення відношення P_z / P_y для $f = 0{,}1$

γ, градус	45	60	65	70	75	80	90
P_z / P_y	0,82	0,45	0,35	0,25	0,16	0,075	0

Температура шліфування θ визначається залежністю:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \left[\sigma \cdot V_{дет0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c_м \cdot \rho \cdot \lambda}}, \qquad (4.14)$$

де $q = \dfrac{P_z \cdot V_{кр}}{F}$ – щільність теплового потоку, Вт/м^2;

$l_2 = \sqrt{\dfrac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c_м \cdot \rho}}$ – глибина проникнення тепла, що виникає під час шліфування, в поверхневий шар оброблюваної деталі, м;

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

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

ρ – щільність оброблюваного матеріалу, кг/м^3;

F – площа контакту круга із оброблюваним матеріалом, м^2.

Наявність у залежності (4.14) другого доданку, обумовленого тертям зв'язки круга із оброблюваним матеріалом, дозволяє по-новому розкрити технологічні закономірності зміни температури шліфування θ. Так, із залежності (4.14) випливає, що зі збільшенням параметрів f_1, c, $(V_{дет} - V_{дет0})$, $V_{кр}$, τ і зменшенням F температура шліфування збільшується. Це призводить до зниження якості оброблюваних поверхонь і продуктивності обробки та узгоджується із відомими експериментальними даними. Цим, зокрема, пояснюються складності збільшення швидкості круга $V_{кр}$ із метою підвищення продуктивності та точності обробки, зменшення шорсткості оброблюваної поверхні. Тому на практиці під час шліфування в умовах інтенсивного тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом доводиться суттєво зменшувати швидкість круга $V_{кр}$, що знижує ефективність обробки [24, 25].

Найбільше впливає на температуру шліфування θ час обробки τ, що призводить до її безперервного збільшення. У цих умовах процес шліфування практично нездійсненний, оскільки через деякий час його необхідно припиняти через різке збільшення температури шліфування. Тому основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглядати виключення із залежності (4.14) другого доданку завдяки виконанню умови $V_{дет0} = V_{дет}$ у результаті забезпечення високої ріжучої здатності круга і зниження інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. У цьому випадку температура шліфування θ не залежить від швидкості круга $V_{кр}$ і меншою мірою залежить від часу обробки τ. Цим можна пояснити можливість суттєвого зменшення температури θ в умовах переривчастого шліфування, що має місце на практиці [113]. Причому, завдяки зменшенню часу контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом можна додатково зменшити температуру шліфування θ.

Зменшення коефіцієнта тертя f_1 також сприяє зменшенню температури шліфування θ, проте зі збільшенням часу обробки τ другий до-

данок у залежності (4.14) безперервно збільшуватиметься, викликаючи інтенсивне збільшення температури шліфування θ. Тому основною умовою зменшення температури шліфування θ є забезпечення високої ріжучої здатності круга та виконання умови $V_{дет0} = V_{дет}$.

Отже, зменшити температуру шліфування θ можна за різними напрямами, наприклад, зменшуючи перший і другий доданки залежності (4.14), а також зменшуючи час обробки τ. Проте зменшення параметрів $V_{дет0}$ і τ неефективно, оскільки це призводить до зменшення продуктивності обробки. У зв'язку із цим, основною умовою зменшення температури шліфування θ слід розглядати виконання умови $V_{дет0} = V_{дет}$, що досягається фактично виключенням у процесі шліфування тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Як встановлено, цього можна досягти застосуванням переривчастого шліфування, яке забезпечує високу ріжучу здатність переривчастого круга.

Температуру переривчастого шліфування θ за розрахунковою схемою, показаною на рис. 3.1, можна встановити аналітично, виходячи із наступного. Час контакту робочого виступу переривчастого круга (довжиною l_{01}) із оброблюваним матеріалом дорівнює $\tau = l_{01} / V_{кр}$. Невіддалений матеріал за час проходження западиною переривчастого круга (довжиною l_{02}) зони шліфування видаляється наступним робочим виступом круга із більшою швидкістю:

$$V_{дет0_1} = V_{дет0} \cdot \frac{(l_{01} + l_{02})}{l_{01}} = V_{дет0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right). \qquad (4.15)$$

Отже, чим більше відношення l_{02} / l_{01}, тим більше швидкість $V_{дет0_1}$. Підставляючи залежність (4.15) у залежність (4.14) без урахування другого доданку та із урахуванням виразу $\tau = l_{01} / V_{кр}$, отримано:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \qquad (4.16)$$

Відповідно до цієї залежності, збільшення швидкості круга $V_{кр}$ сприяє зменшенню температури переривчастого шліфування θ. Неоднозначне впливає на температуру переривчастого шліфування θ довжина робочого виступу переривчастого круга l_{01}, тобто має місце екстремум функції θ від l_{01}.

Екстремум залежності (4.16) обумовлений тим, що зі збільшенням довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} час його контакту з оброблюваним матеріалом збільшується, а вираз $(1+l_{02}/l_{01})$, що визначає ступінь збільшення фактичної лінійної швидкості знімання матеріалу $V_{дет0}$ робочим виступом переривчастого круга у зв'язку із відсутністю знімання матеріалу в період проходження впадиною зони шліфування, зменшується.

У зв'язку із цим важливо встановити характер зміни температури переривчастого шліфування θ залежно від довжини l_{01}. Для цього слід підкорити температуру переривчастого шліфування θ, що визначається залежністю (4.16), необхідній умові екстремуму:

$$\theta'_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot \left(0{,}5 \cdot l_{01}^{-0{,}5} - 0{,}5 \cdot l_{01}^{-1{,}5} \cdot l_{02}\right) = 0. \quad (4.17)$$

Звідки

$$l_{01} = l_{02}. \quad (4.18)$$

Для визначення характеру екстремуму функції θ слід встановити знак другої похідної у точці екстремуму, тобто у точці $l_{01} = l_{02}$:

$$\theta''_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot 0{,}5 \cdot l_{01}^{-1{,}5}. \quad (4.19)$$

У точці екстремуму $l_{01} = l_{02}$ друга похідна функції θ набуває позитивного значення. Це указує на наявність мінімуму функції θ (рис. 4.4).

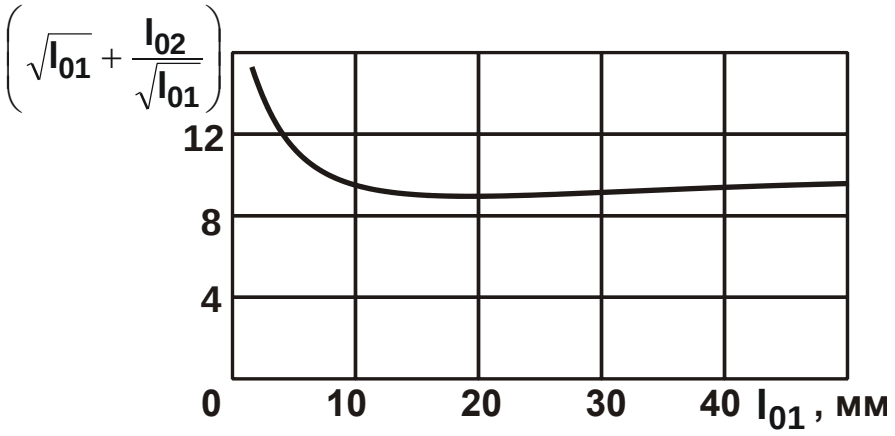


Рисунок 4.4 – Залежність множника $\left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right)$ від довжини робочого виступу переривчастого круга l_{01} для $l_{02} = 20$ мм

Мінімум температури шліфування $\theta_{min} = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$ у цьому разі більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом $\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$. Проте, цей випадок можливий за відсутності другого доданку залежності (4.14), його можна здійснити лише за умов переривчастого шліфування, оскільки під час звичайного шліфування суцільним кругом другий доданок залежності (4.14) обов'язково присутній. Тому під час переривчастого шліфування температура завжди буде менше, ніж під час звичайного шліфування через зменшення силової напруженості процесу переривчастого шліфування. Цим доведено ефективність застосування переривчастого шліфування із погляду зменшення температури шліфування θ.

Згідно із наведеною залежністю (4.16), мінімум температури переривчастого шліфування θ тим менше, чим менше час контакту робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом $\tau = l_{01} / V_{кр}$, тобто чим менше довжина робочого виступу переривчастого круга із оброблюваним матеріалом l_{01}. Тому на переривчастому крузі необхідно забезпечити максимально можливу кількість робочих виступів. Однак зі зменшенням довжини робочого виступу круга погіршуються умови охолодження зони шліфування у період проходження вирізу круга довжиною $l_{02} = l_{01}$. У зв'язку із цим, доцільно збільшувати довжину робочого виступу круга і, відповідно, довжину западини до значення, за яким можливе достатнє охолодження зони шліфування. Щодо можливості існування такого значення $l_{02} = l_{01}$ свідчить той факт, що зі збільшенням часу $\tau = l_{01} / V_{кр}$ (відповідно, довжини робочого виступу круга l_{01}) мінімум температури шліфування θ_{min} збільшується згідно із законом $\sqrt{\tau}$, а час охолодження зони шліфування збільшується згідно із законом $\tau = l_{02} / V_{кр}$, тобто із більшою інтенсивністю, ніж нагрівання оброблюваного матеріалу. Виходячи із цього, можна припустити, що за певного значення $l_{02} = l_{01}$ може відбутися повне охолодження зони шліфування за період проходження западини переривчастого круга.

Щоб оцінити дійсні технологічні можливості переривчастого шліфування, необхідно залежність (4.16) подати у вигляді:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(2 \cdot n) \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \qquad (4.20)$$

де n – кількість робочих виступів переривчастого круга за умови $l_{01} = l_{02}$.

Після перетворень остаточно залежність (4.20) виразиться:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(0{,}5 \cdot n) \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}} = \frac{\theta_0}{\sqrt{0{,}5 \cdot n}}, \qquad (4.21)$$

де $\theta_0 = \sigma \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$ – температура різання під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Як видно, залежність (4.21) відрізняється від вихідної залежності (4.16), справедливої для звичайного шліфування суцільним кругом, наявністю у знаменнику множника $(0{,}5 \cdot n)$. Зі збільшенням цього множника температура переривчастого шліфування θ зменшується, що указує на доцільність використання переривчастих кругів.

На рис. 4.5 показано характер зміни θ від кількості робочих виступів переривчастого круга n, який встановлено на основі залежності (4.21). Як видно, зі збільшенням кількості робочих виступів переривчастого круга n від 2 до 8 відношення θ / θ_0 зменшується у 2 рази, а зі зміною n від 2 до 16 відношення θ / θ_0 зменшується майже у 3 рази у порівнянні зі звичайним шліфуванням суцільним кругом.

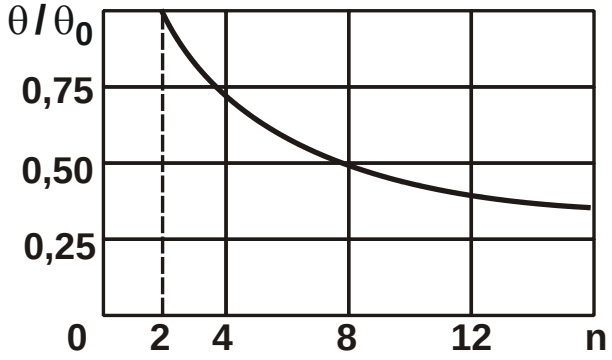


Рисунок 4.5 – Залежність θ / θ_0 від n

Цього можна досягти завдяки збільшенню кількості робочих виступів переривчастого круга n через зменшення довжини робочого виступу та западини переривчастого круга $l_{01} = l_{02}$, збільшення довжини

дуги контакту круга із оброблюваною деталлю під час круглого зовнішнього і плоского шліфування та збільшення відношення $V_{кр}/V_{дет}$ (де $V_{дет}$ – швидкість переміщення деталі, м/с). Виконання двох останніх умов передбачає застосування високопродуктивного круглого та плоского глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі. Отже, застосовуючи переривчасті круги, можна домогтися суттєвого зменшення температури шліфування, що підтверджується практикою використання глибинного переривчастого шліфування важкооброблюваних матеріалів, особливо, алмазними кругами на металевих зв'язках, розрізання матеріалів на частини, вишліфування глибоких пазів і канавок тощо. У цьому разі під час визначення температури шліфування θ, згідно залежності (4.16), параметр $V_{дет0}$ необхідно розглядати у вигляді: $V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}$ [57]:

$$\theta = \sigma \cdot \left(\sqrt{I_{01}} + \frac{I_{02}}{\sqrt{I_{01}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дет} \cdot Q}{c_м \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}, \qquad (4.22)$$

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

t – глибина шліфування, м;

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радіуси круга і деталі, м;

B – ширина шліфування, м;

$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – продуктивність обробки, м^3/с.

Як видно, за заданим значенням продуктивності обробки Q зменшити температуру шліфування θ можна збільшенням відношення $V_{кр}/V_{дет}$, тобто зменшенням швидкості переміщення деталі $V_{дет}$ та збільшенням глибини шліфування t завдяки застосуванню схеми глибинного шліфування. Встановлено, що отримані розрахункові значення відношення θ/θ_0 узгоджуються із експериментальними даними, наведеними у роботі [113]. Це указує на достовірність розробленої розрахункової схеми визначення температури переривчастого шліфування θ.

Слід зазначити, що отримані розрахункові значення відношення θ/θ_0 справедливі за умови повного охолодження зони шліфування під час переривання процесу шліфування, тобто за час проходження западиною переривчастого круга зони шліфування. Проте, як встановлено

у роботі [113], виконати практично дану умову достатньо складно, оскільки оброблюваний матеріал за час переривання процесу шліфування повністю не охолоджується. Це не дозволяє реалізувати на практиці повною мірою переваги переривчастого шліфування. Реально вдається зменшити температуру переривчастого шліфування θ в меншу кількість разів, ніж це встановлено на основі отриманого аналітичного рішення.

Так, відповідно до експериментальних даних, наведених у роботі [113], температуру переривчастого шліфування θ гарантовано можна зменшити на 40 %. Це достатньо велика величина, що дозволяє у ряді випадків (під час шліфування складнопрофільних поверхонь деталей, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів) забезпечити якісну обробку. Однак для більш радикального вирішення проблеми зменшення температури шліфування та підвищення якості обробки (виключення припікань, мікротріщин та інших температурних дефектів) необхідно забезпечити більш суттєве зменшення температури шліфування. Тому, використовуючи отримане теоретичне рішення, після проведення відповідних досліджень можна досягти зменшення температури шліфування θ більш ніж у 2 – 3 рази (виходячи із рис. 4.5).

Важливим параметром теплової напруженості процесу шліфування є градієнт температури $\mathrm{grad}\theta$, який із урахуванням залежності (4.14) для розрахункової схеми шліфування (рис. 4.1), набуває вигляду:

$$\mathrm{grad}\theta = \frac{\theta}{l} = \frac{q}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{\lambda \cdot F} \ . \qquad (4.23)$$

Із урахуванням залежності (4.8) остаточно отримано:

$$\mathrm{grad}\theta = \frac{\sigma \cdot V_{дет0}}{\lambda} + \frac{f_1 \cdot c \cdot \left(V_{дет} - V_{дет0}\right) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\lambda \cdot F} \ . \qquad (4.24)$$

Як випливає із залежності (4.24), характер зміни градієнта температури $\mathrm{grad}\theta$ під час шліфування аналогічний характеру зміни температури шліфування θ. Чим більше параметри σ, $V_{дет0}$, f_1, c, $V_{кр}$, $\left(V_{дет} - V_{дет0}\right)$, τ і менше F, тим більше $\mathrm{grad}\theta$ і вище ймовірність утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях.

Основним напрямом зменшення $\mathrm{grad}\theta$ є виключення другого доданку залежності (4.24) завдяки виконанню умови $V_{дет0} = V_{дет}$. В іншому випадку із часом обробки на оброблюваних поверхнях можуть з'явитися припікання, мікротріщини та інші температурні дефекти.

Обмеження, які накладаються на $\mathrm{grad}\theta$, вимагають зменшення швидкості круга $V_{кр}$, що має місце на практиці та знижує ефективність застосування процесу шліфування.

Під час переривчастого шліфування, внаслідок незначності другого доданку залежності (4.24) та можливості його не враховувати у розрахунках, градієнт температури $\mathrm{grad}\theta$ виражається залежністю:

$$\mathrm{grad}\theta = \frac{\sigma \cdot V_{дет0}}{\lambda} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) . \qquad (4.25)$$

Із порівняння залежностей (4.24) і (4.25) видно, що під час переривчастого шліфування $\mathrm{grad}\theta$ менше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом. Тому менше ймовірність появи температурних дефектів на оброблюваних поверхнях [114].

Під час переривчастого шліфування завдяки зменшенню пружного переміщення $y = P_y / c$, що виникає у технологічній системі

$$y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{дет0}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \mathrm{tg}(\psi + \gamma) + (V_{дет} - V_{дет0}) \cdot \tau \ , \qquad (4.26)$$

і у зв'язку зі зменшенням тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом (виключенням другого доданку в залежності) можна підвищити точність обробки. Це зрештою забезпечує якісну обробку деталей, особливо, виготовлених їх важкооброблюваних матеріалів.

4.3. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування

Підвищення якості та продуктивності фінішної абразивної обробки є важливою умовою виготовлення сучасних деталей машин та систем. В роботах професора Якимова О. В. доведено ефективність використання переривчастого шліфування для зменшення сили і температури різання та підвищення якості та продуктивності обробки. Тому, використовуючи наведені у п. 4.2 теоретичні рішення, проведемо подальший аналіз умов підвищення ефективності переривчастого шліфування.

У роботах [110,111] показано, що застосування переривчастого шліфування загартованих сталей забезпечує підтримання у процесі обробки високої ріжучої здатності шліфувального круга. На це указують експериментальні дані одного із основних технологічних параметрів

шліфування – питомої інтенсивності шліфування, яка із часом обробки залишається фактично постійною, тоді як під час звичайного шліфування вона інтенсивна зменшується у часі, знижуючи ефективність обробки. Прийнято вважати, що це зумовлено динамічним характером взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом, що забезпечує режим самозагострення круга. У роботі [110] експериментально встановлено, що ефективність переривчастого шліфування пов'язано зі збільшенням швидкості знімання металу під час взаємодії робочого виступу круга із оброблюваним матеріалом, збільшенням товщин зрізів зернами круга і зменшенням енергоємності обробки. Тому важливо теоретично оцінити дані закономірності на основі обґрунтування умов підвищення ефективності процесу переривчастого шліфування із урахуванням розробленої математичної моделі визначення питомої інтенсивності шліфування на рівні мікрозрізів. Для цього необхідно визначити питому інтенсивність шліфування через відношення товщини зрізу окремим зерном та радіуса округлення ріжучого зерна, що є одним із основних фізичних показників процесу звичайного і переривчастого шліфування.

Питома інтенсивність шліфування $Q_{пит} = Q / P_y$ [37, 39] під час звичайного шліфування з урахуванням аналітичної залежності для визначення радіальної складової сили різання $P_y = P_z / К_ш = \sigma \cdot Q / К_ш \cdot V_{кр}$ [9] описується:

$$Q_{пит} = \frac{К_ш \cdot V_{кр}}{\sigma}, \qquad (4.27)$$

де Q – продуктивність обробки, м^3/с;

$P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенціальна складова сили різання, Н;

$К_ш = P_z / P_y$ – коефіцієнт шліфування.

У роботі [99] встановлено, що умовне напруження різання під час шліфування описується аналітичною залежністю:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{зсув}}{К_ш}, \qquad (4.28)$$

де $\tau_{зсув}$ – межа міцності на зсув оброблюваного матеріалу, Н/м^2.

Тоді залежність (4.27) набуває вигляду:

$$Q_{пит} = \frac{4 \cdot \tau_{зсув} \cdot V_{кр}}{\sigma^2}. \qquad (4.29)$$

Із залежності (4.29) видно, що найбільше впливає на питому інтенсивність шліфування $Q_{пит}$ умовне напруження різання σ: чим воно менше, тим більше $Q_{пит}$ і вище ефективність шліфування. Залежність (4.29) в узагальненому вигляді пов'язує параметри $Q_{пит}$ і σ та указує на те, що умовне напруження різання σ є основним параметром силової напруженості процесу шліфування.

В умовах мікрорізання одиничним зерном умовне напруження різання σ описується залежністю [62]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{зсув}}{\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} - tg\frac{\psi}{2}}, \qquad (4.30)$$

де a – товщина зрізу, м;

R – радіус ріжучого зерна, м;

ψ – умовний кут тертя абразивного зерна із оброблюваним матеріалом ($tg\psi = f$ – коефіцієнт тертя).

Після підстановки залежності (4.30) у залежність (4.29), маємо:

$$Q_{пит} = \frac{V_{кр}}{\tau_{зсув}} \cdot \left(\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} - tg\frac{\psi}{2} \right)^2. \qquad (4.31)$$

Як видно, збільшити питому інтенсивність шліфування $Q_{пит}$ і, тим самим, підвищити ефективність шліфування можна збільшенням швидкості круга $V_{кр}$ і товщини зрізу a та зменшенням радіуса заокруглення абразивного зерна R й інтенсивності тертя зерна із оброблюваним матеріалом. Збільшення межі міцності на зсув оброблюваного матеріалу $\tau_{зсув}$ призводить до зменшення питомої інтенсивності шліфування $Q_{пит}$, що узгоджується із відомими експериментальними даними.

У міру зношування зерна у процесі різання його радіус R збільшується, що призводить до зменшення питомої інтенсивності шліфування $Q_{пит}$.

За умови $\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} \to tg\frac{\psi}{2}$ справедлива умова $Q_{пит} \to 0$, оскільки процес знімання матеріалу під час шліфування фактично припиняється. Тому найважливішою умовою підвищення ефективності шліфування є зменшення величини лінійного зношування зерен, не допускаючи утворення на них майданчиків зношування. Це може бути досягнуто

застосуванням ефективних методів правлення круга або забезпечення процесу самозагострювання круга. Важливо також збільшувати товщини зрізів, а завдяки застосуванню ефективних технологічних середовищ – зменшити інтенсивність тертя ріжучих зерен із оброблюваним матеріалом, що визначається тригонометричною функцією $\mathrm{tg}\frac{\psi}{2}$.

Під час шліфування за схемою, показаною на рис. 4.1, зі зніманням припуску величиною П максимальна товщина зрізу окремим зерном круга визначається залежністю [57]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет0}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \qquad (4.32)$$

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

k – поверхнева концентрація зерен круга, шт./м^2;

γ – половина кута у вершини конусоподібного ріжучого зерна.

В умовах переривчастого шліфування швидкість знімання металу визначається залежністю $V_{дет} = V_{дет0} \cdot (l_{01} + l_{02})/l_{01}$ [64]. Тоді залежність (4.32) набуде вигляду:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \qquad (4.33)$$

де $V_{дет0}$ – швидкість деталі під час звичайного шліфування суцільним кругом, м/с;

l_{01}, l_{02} – відповідно, довжини робочого виступу та западини переривчастого круга, м.

Отже, чим більше довжина западини переривчастого круга l_{02}, тим більше швидкість знімання металу $V_{дет}$ і, відповідно, максимальна товщина зрізу окремим зерном круга, яка визначається перетвореною залежністю (4.34).

Збільшення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга $H_{max} = a$, відповідно до залежності (4.31), призводить до збільшення питомої інтенсивності шліфування $Q_{пит}$. Тому під час переривчастого шліфування параметр $Q_{пит}$ більше, ніж під час звичайного шліфування суцільним кругом.

Із іншого боку, збільшення максимальної товщини зрізу окремим зерном круга призводить до збільшення навантаження, що діє на зерно, та ймовірності його випадання зі зв'язки круга за меншим лінійним зношенням. Це передбачає реалізацію режиму самозагострювання круга. У результаті радіус заокруглення абразивного зерна R зменшується, що також призводить до збільшення питомої інтенсивності шліфування $Q_{пит}$ та підвищення ефективності процесу шліфування. Проте збільшується інтенсивність зношування переривчастого круга, тобто ефективність обробки досягається, в першу чергу, завдяки постійного оновлення ріжучого контуру круга та підтримання його високої ріжучої здатності у процесі шліфування. Отже, під час переривчастого шліфування забезпечується збільшення відношення a/R, що, згідно залежності (4.31), передбачає підвищення ріжучої здатності шліфувального круга та продуктивності обробки.

Під час шліфування за пружною схемою із фіксованим радіальним зусиллям $P_y = P_z / К_ш = \sigma \cdot Q / К_ш \cdot V_{кр}$ питома інтенсивність шліфування $Q_{пит}$ визначається:

$$Q_{пит} = \frac{К_ш \cdot V_{кр}}{\sigma}. \qquad (4.34)$$

Отже, дійшли до залежності (4.27), тобто закономірності формування питомої інтенсивності шліфування $Q_{пит}$ під час шліфування за жорсткою схемою ($Q = \text{const}$) і пружною схемою ($P_y = \text{const}$) одні й ті самі.

4.4. Високоякісне алмазне шліфування виробів із матеріалів підвищеної твердості

Алмазне шліфування отримало широке застосування під час виготовлення виробів із матеріалів підвищеної твердості (алмазів, твердих сплавів, керамічних матеріалів, зносостійких покриттів тощо). Воно є більш екологічно безпечним методом механічної обробки у порівнянні із традиційними методами абразивного шліфування, суттєво покращує умови та охорону праці робітників, підвищує культуру виробництва. Завдяки високої твердості та гостроті ріжучих алмазних зерен круга цей метод шліфування забезпечує більш високі показники продуктивності

обробки та якості оброблених поверхонь виробів у порівнянні із звичайним абразивним шліфуванням. Це досягається в результаті суттєвого зменшення сил і температури різання, підвищення ріжучої здатності алмазного круга та зменшення інтенсивності його зношення [34]. Особливо значного ефекту можна досягти під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках, які характеризуються високою зносостійкістю та дозволяють підвищити продуктивність обробки. Необхідною умовою ефективного використання цих кругів є застосування методів електроерозійного та електрохімічного правлення [42], алмазно-іскрового шліфування [17], які інтенсифікують процес обробки завдяки підвищенню ріжучої здатності алмазного круга. Однак, як показує практика, це приводить до збільшення висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні R_a і R_{max} – одних із основних параметрів якості обробки. У результаті складно досягти високих показників шорсткості оброблених поверхонь під час шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках. Це вимагає проведення теоретичних та експериментальних досліджень параметрів шорсткості обробленої поверхні та обґрунтування умов їх суттєвого зменшення.

Традиційно параметри шорсткості обробленої поверхні під час шліфування аналітично описують із кінематико-геометричних позицій. Недоліком цих підходів є достатньо висока розбіжність з експериментальними даними. Автори робіт [123, 124] пропонують чисельні ймовірнісні методи, які дозволяють більш точно визначити параметри шорсткості обробленої поверхні. Однак, на їх основі можна отримати окремі рішення (для окремих випадків обробки) без встановлення узагальнювальних рішень. Найбільш важливим досягненням у цьому напрямі є аналітичні розрахунки параметрів шорсткості обробленої поверхні на основі теоретико-ймовірнісного підходу [135, 138]. Вони враховують статистико-ймовірнісні закони розташування ріжучих зерен на робочій по-верхні шліфувального круга та їх участі у процесі шліфування [139]. Це дає змогу достатньо точно визначити параметр шорсткості обробленої поверхні R_a, однак не дозволяє аналітично визначити параметр R_{max}, оскільки ймовірнісна функція розподілу невилученого обробленого матеріалу (у вигляді мікронерівностей) не приймає кінцевого значення: значення цієї функції необмежено наближаються до нуля. Це значно ускладнює розрахунок та вибір оптимальних умов шліфування

за критерієм найменшої шорсткості обробленої поверхні. Тому важливо розробити математичну модель формування висотних параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{max} виробів із матеріалів підвищеної твердості під час алмазного шліфування та виконати обґрунтований вибір параметрів режиму алмазного шліфування.

Для визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні деталі під час шліфування слід прийняти ймовірнісну функцію $\Phi(y)$, що визначає відносну величину невилученого матеріалу (у вигляді мікронерівностей) на оброблюваній поверхні [58]:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\frac{y^3}{6\cdot b^2}}, \qquad (4.35)$$

де 2γ – кут у вершини конусоподібного ріжучого зерна шліфувального круга;

n – загальна кількість абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні;

B – ширина шліфування, м;

b – максимальна висота виступання ріжучих зерен на поверхні шліфувального круга, м;

y – координата, що характеризує зміну висоти мікронерівностей на обробленій поверхні, відлічується від найглибшої западини.

Функцію $\Phi(y)$, що визначається залежністю (4.35), отримано на основі застосування теоретико-ймовірнісного підходу із урахуванням ймовірнісних законів розподілу висот виступання алмазних зерен та їх розташування на робочій поверхні алмазного круга.

Розрахунками встановлено, що функція $\Phi(y)$ має складний вигляд (рис. 4.6) та зі збільшенням координати y асимптотично наближається до нульового значення. Отже визначити максимальну висоту мікронерівностей на обробленій поверхні (параметр шорсткості оброблюваної поверхні $y = R_{max}$) можна лише із наперед заданою точністю, наприклад, задаючи значення: 0,1; 0,05; 0,01 тощо. Однак, це не дозволяє визначити абсолютне значення параметра R_{max}. Тому в роботі запропоновано новий підхід до визначення параметра R_{max} на основі визначення параметра R_a.

Визначити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a можна за умови рівності значень площ $F_1 = F_2$ (на рис. 4.6 показано заштрихо-

ваними). При цьому параметр R_a дорівнює довжині сторони прямокутника із висотою $\Phi(y)=1$, тобто $R_a=\frac{F_1+F_2}{1}=2\cdot F_1=2\cdot F_2$.

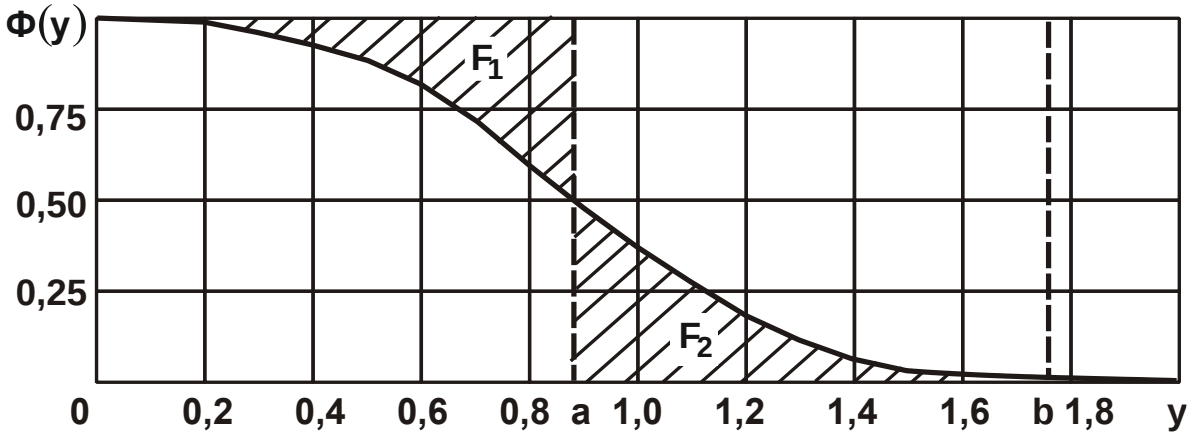


Рисунок 4.6 – Графік функції $\Phi(y)$

Із-за складності визначення інтегралу від функції $\Phi(y)$ розрахунки параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і $y=a$, виходячи із рис. 4.6, необхідно здійснити сумуванням. Для цього слід попередньо аналітично визначити точку перегину функції $\Phi(y)$ і залежність (4.35) подати у вигляді:

$$\Phi(y)=e^{-\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n\cdot b}{B}\cdot\frac{1}{6}\cdot\left(\frac{y}{b}\right)^3}=e^{-a_1\cdot y^3}, \qquad (4.36)$$

де $a_1=\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n\cdot b}{B}\cdot\frac{1}{6\cdot b^3}$.

Відомо, що функція $\Phi(y)$ має точку перегину, якщо друга похідна функції $\Phi''(y)$ у цій точці дорівнює нулю або приймає нескінчене значення. Також у цій точці повинна відбутися зміна знаку другої похідної функції $\Phi(y)$. Якщо друга похідна функції $\Phi(y)$ із лівої сторони цієї точки приймає від'ємні значення, а із правої сторони – позитивні значення, то точка перегину має вигляд, показаний на рис. 4.6.

Виходячи із цього, визначено першу і другу похідні даної функції, яка описується залежністю (4.36):

$$\Phi'(y)=-3\cdot a_1\cdot y^2\cdot e^{-a_1\cdot y^3}; \qquad (4.37)$$

$$\Phi''(y)=3\cdot a_1\cdot y\cdot\left(3\cdot a_1\cdot y^3-2\right)\cdot e^{-a_1\cdot y^3}. \qquad (4.38)$$

Як витікає із залежності (4.38), друга похідна функції $\Phi(y)$ приймає нульове значення за двох умов: $y = 0$ і $\left(3 \cdot a_1 \cdot y^3 - 2\right) = 0$.

Очевидно, що точка із координатою $y = 0$ не може бути точкою перегину, а точка із координатою, що визначається за другою умовою $\left(3 \cdot a_1 \cdot y^3 - 2\right) = 0$:

$$y = \sqrt[3]{\frac{2}{3 \cdot a_1}} = \frac{0{,}874}{\sqrt[3]{a_1}} \tag{4.39}$$

може бути точкою перегину. Однак, для цього функція $\Phi(y)$ повинна змінити свій знак під час переходу через цю точку. Тому визначимо знаки другої похідної функції $\Phi(y)$, що визначається залежністю (4.39), із лівої і правої сторін від даної точки.

Із урахуванням залежності (4.39) за умови:

$$y = \frac{1}{2} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{3 \cdot a_1}}, \tag{4.40}$$

тобто із лівої сторони від даної точки, друга похідна функції $\Phi(y)$ набуває знак "мінус".

За умови

$$y = 2 \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{3 \cdot a_1}}, \tag{4.41}$$

тобто із правої сторони від даної точки, друга похідна функції $\Phi(y)$ набуває знак "плюс". Отже, дана точка є точкою перегину, оскільки під час переходу через цю точку друга похідна функції $\Phi(y)$ змінює знак із "мінуса" на "плюс", що відповідає графіку, наведеному на рис. 4.6.

Функція $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$ у точці перегину приймає значення: $\Phi(y) = e^{-0{,}607} = 0{,}515$, що указує фактично на її симетричність.

Площі F_1 і F_2 визначаються залежностями:

$$F_1 = \sum_{i=1}^{m} \left[1 - \Phi_i(y)\right] \cdot \Delta y; \tag{4.42}$$

$$F_2 = \sum_{j=1}^{m} \Phi_j(y) \cdot \Delta y, \tag{4.43}$$

де Δy – інтервал розбивки за координатою y;

i, j – кількість значень розбивки за координатою y та в протилежному напрямі;

m – значення величин i та j за умови $F_1 = F_2$.

Оскільки точка перегину функції $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$ визначається залежністю (4.41): $y = \frac{0{,}874}{\sqrt[3]{a_1}}$, то за інтервалом значень розбивки $\Delta y = \frac{0{,}05}{\sqrt[3]{a_1}}$ значення координати y визначаються залежністю $y = \frac{i \cdot 0{,}05}{\sqrt[3]{a_1}}$, а функція $\Phi(y)$ визначається залежністю $\Phi(y) = e^{-(i \cdot 0{,}05)^3}$.

У результаті виконаних за залежностями (4.42) і (4.43) розрахунків встановлено (рис. 4.6), що рівність площ $F_1 = F_2 = 2{,}85 \cdot \frac{0{,}05}{\sqrt[3]{a_1}} = \frac{0{,}1425}{\sqrt[3]{a_1}}$ має місце за умови $y = a = \frac{0{,}88}{\sqrt[3]{a_1}}$. Параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a при цьому визначається залежністю:

$$R_a = 2 \cdot F_1 = \frac{0{,}285}{\sqrt[3]{a_1}} = 0{,}285 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{tg\gamma \cdot n}}. \qquad (4.44)$$

Виходячи із залежності (4.44), встановлено, що параметр R_a зменшується зі збільшенням кількості абразивних зерен n, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. При цьому потрібно значно зменшувати величину b, яка найбільшою мірою впливає на параметр R_a.

Відношення $\frac{a}{0{,}5 \cdot R_a} = \frac{0{,}88}{0{,}5 \cdot 0{,}285} = 6{,}175$.

Слід зазначити, що положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні $a = \frac{0{,}88}{\sqrt[3]{a_1}}$ фактично співпадає із положенням лінії перегину ймовірнісної функції $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$, яка визначається залежністю (4.41) і дорівнює $y = \sqrt[3]{\frac{2}{3 \cdot a_1}} = \frac{0{,}874}{\sqrt[3]{a_1}}$. Функція $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$ у точці перегину приймає значення: $\Phi(y) = e^{-0{,}607} = 0{,}515$, яке приблизно дорівнює

значенню 0,5. Отже, геометрично дві площі F_1, F_2 фактично однакові та розташовані симетрично відносно точки перегину функції $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$. Тому із достатньою для практики точністю величину b, що визначає, за суттю, параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_{max} (максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні), можна прийняти рівною подвійному значенню величини $a = \frac{0{,}88}{\sqrt[3]{a_1}}$, яке визначає положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні. Звідки

$$b = R_{max} = 2 \cdot a = \frac{1{,}76}{\sqrt[3]{a_1}} = 1{,}76 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot B \cdot b^2}{tg\gamma \cdot n}}. \qquad (4.45)$$

Із урахуванням залежностей (4.44) і (4.45) відношення дорівнює $\frac{R_{max}}{R_a} = \frac{1{,}76}{0{,}285} = 6{,}175$.

Розрахунками встановлено, що функція $\Phi(y) = e^{-a_1 \cdot y^3}$ у точці з координатою $b = R_{max} = 2 \cdot a = \frac{1{,}76}{\sqrt[3]{a_1}}$ приймає значення $\Phi(y) = 0{,}004$, тобто приймає значення 0,4 % від максимального значення функції $\Phi(y)$, рівного 100 %. Це указує на незначну похибку розрахунків за наведеними залежностями положення середньої лінії мікропрофілю оброблюваної поверхні $y = a$, а також значення параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a.

Для кількісного оцінювання параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a необхідно у залежності (4.44) величини n та b виразити через параметри режиму шліфування, характеристики шліфувального круга і оброблюваної деталі. Для цього розглянемо схему круглого зовнішнього шліфування алмазним кругом (рис. 4.7).

Кількість алмазних зерен n, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, визначається залежністю [58]:

$$n = k \cdot B \cdot L = k \cdot B \cdot V_1 \cdot \tau, \qquad (4.46)$$

де $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \overline{X}^2}$ – поверхнева концентрація зерен на робочій поверхні алмазного круга, шт./м^2;

m – об'ємна концентрація зерен алмазного круга;

$\overline{X}$ – зернистість алмазного круга, м;

$(1-\varepsilon)=\frac{b}{\overline{X}}=\frac{R_{max}}{\overline{X}}$ – коефіцієнт, що враховує висоту виступання зерен над зв'язкою алмазного круга b, яку прийнято рівною параметру шорсткості оброблюваної поверхні R_{max};

$L = V_{кр} \cdot \tau$ – довжина робочої поверхні алмазного круга, що приймає участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні деталі у фіксованому поперечному перетині, м;

$V_{кр}$ – швидкість шліфувального круга, м/с;

$\tau = \frac{l}{V_{дет}}$ – час формування шорсткості оброблюваної поверхні деталі у фіксованому поперечному перетині, с;

l – довжина дуги контакту алмазного круга із поверхневим шаром (товщиною R_{max}) оброблюваної деталі, м;

$V_{дет}$ – швидкість деталі, м/с;

t – глибина шліфування, м.

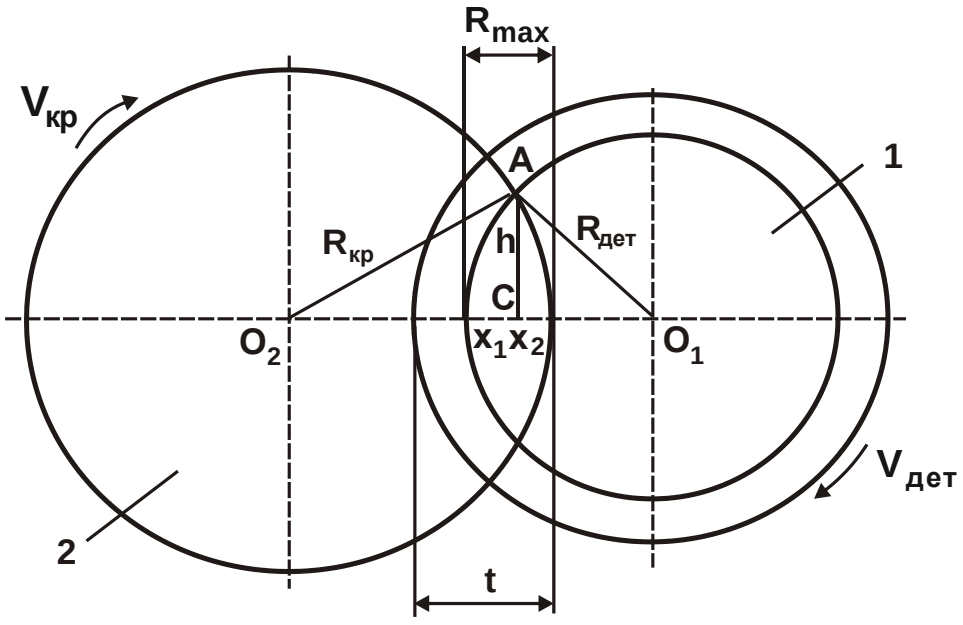


Рисунок 4.7 – Розрахункова схема параметрів круглого зовнішнього шліфування: 1 – шліфувальний круг; 2 – деталь

Величину $l \approx 2 \cdot h$ можна визначити за розрахунковою схемою, наведеною на рис. 4.7. Розглядаючи два прямокутні трикутники O_1AC і O_2AC, за теоремою Піфагора отримано:

$$h = \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - x_1)^2} = \sqrt{R_{дет}^2 - (R_{дет} - x_2)^2}\ ; \qquad (4.47)$$

$$R_{max} = x_1 + x_2\,, \qquad (4.48)$$

де $R_{кр}$ – радіус шліфувального круга, м;

$R_{дет}$ – радіус деталі, м;

x_1, x_2 – величини зміщення шліфувального круга і деталі відносно нульового значення параметра шорсткості поверхні R_{max} , м.

Після розв'язання рівнянь (4.47) і (4.48), маємо:

$$x_1 = \frac{R_{max}}{\left(1 + \dfrac{R_{кр}}{R_{дет}}\right)}; \qquad (4.49)$$

$$x_2 = \frac{R_{max}}{\left(1 + \dfrac{R_{дет}}{R_{кр}}\right)}; \qquad (4.50)$$

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot R_{max}}{\left(\dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}}\right)}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 6{,}175 \cdot R_a}{\left(\dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}}\right)}}\,. \qquad (4.51)$$

Після підстановки в (4.44) всіх наведених у залежностях (4.46), (4.49) – (4.51) величин, отримано:

$$R_a = 0{,}285 \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{3 \cdot R_a \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}\,, \qquad (4.52)$$

де $\rho = \dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}}$.

Параметр R_a входить у ліву і праву частини залежності (4.52). Для кінцевого визначення параметра R_a необхідно ліву і праву частини залежності (4.52) піднести до 6-го ступеня. У результаті відповідних перетворень отримано:

$$R_a = 0{,}285 \cdot \overline{X} \cdot \sqrt[5]{0{,}855 \cdot \overline{X} \cdot \rho \cdot \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot V_{дет}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}\right)^2}\,. \qquad (4.53)$$

Як видно, зменшити параметр шорсткості оброблюваної поверхні R_a можна зменшенням параметра зернистості алмазного круга $\overline{X}$, що

входить у залежність (4.53) із найбільшим ступенем. Зменшити параметр R_a можна також завдяки зменшенню швидкості деталі $V_{дет}$, збільшенню швидкості круга $V_{кр}$ і об'ємної концентрації зерен алмазного круга m.

Із урахуванням продуктивності обробки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ залежність (4.53) набуде вигляду:

$$R_a = 0{,}285 \cdot \overline{X} \cdot \sqrt[5]{0{,}855 \cdot \overline{X} \cdot \rho \cdot \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot Q}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot t} \right)^2} . \qquad (4.54)$$

Враховуючи в залежності (4.54) задану шорсткість оброблюваної поверхні R_a, збільшити продуктивність обробки Q можна збільшенням глибини шліфування t. Це досягається в результаті застосування методу глибинного алмазного шліфування. При цьому швидкість деталі $V_{дет}$ необхідно зменшувати, а ширину шліфування B – збільшувати. Це погодиться із експериментальними даними, наведеними в роботі [17].

На підставі отриманого аналітичного рішення визначено оптимальні умови шліфування алмазними кругами на металевих зв'язках за критерієм найменшої шорсткості обробленої поверхні виробів, виготовлених із матеріалів підвищеної твердості. Для цього спочатку проведено оцінювання достовірності отриманого аналітичного рішення під час глибинного круглого зовнішнього алмазного електроерозійного шліфування спеціального кільця із високоміцного порошкового матеріалу ПГ-10Н-01 (на нікелевій основі системи Ni-Cr-B-Si-C-Fe) твердістю HRC 60…62. Діаметр оброблюваного кільця 0,055 м, ширина – 0,008 м. Обробку здійснювали алмазними кругами 1А1 $300 \times 40 \times 127 \times 5$ (алмаз синтетичний АС6) на металевій зв'язці М2-01 із 100 % концентрацією та різною зернистістю: 100/80; 125/100; 160/125; 250/200.

Для забезпечення найбільшої продуктивності обробки прийнято такі параметри режиму алмазного шліфування: $V_{дет} = 0{,}01$ м/с; $t = 0{,}6 \cdot 10^{-3}$ м; $V_{кр} = 28$ м/с.

Для досягнення невеликої швидкості деталі $V_{дет} = 0{,}01$ м/с здійснено модернізацію круглошліфувального верстата. Для реалізації алмазного електроерозійного шліфування електричний струм від спеціального генератора імпульсного електричного струму підводили до зони шліфування із застосуванням спеціального пристосування. Харак-

теристики імпульсного електричного струму: номінальне значення сили електричного струму 80 А; частота імпульсів електричного струму 1 … 3 кГц; відношення періоду проходження (повторення) електричних імпульсів до тривалості імпульсу 1,1 … 2,5. Реалізація алмазного електроерозійного шліфування забезпечила високу ріжучу здатність алмазного круга під час обробки, оскільки при цьому шліфування здійснювалося із постійною потужністю обробки. Це також забезпечило високоякісну обробку виробу – на оброблюваній поверхні відсутні температурні та інші дефекти обробки.

Із урахуванням вихідних даних ($V_{дет} = 0{,}01$ м/с; $V_{кр} = 28$ м/с; $m = 100$; $R_{кр} = 0{,}15$ м; $R_{дет} = 0{,}0275$ м; $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} = 43$ м$^{-1}$) за залежністю (4.53) виконано розрахунок параметра шорсткості оброблюваної поверхні R_a для різних значень зернистості алмазного круга (табл. 4.2).

У розрахунках прийнято: $\overline{X} = 90 \cdot 10^{-6}$ м (для зернистості алмазного круга 100/80); $\overline{X} = 110 \cdot 10^{-6}$ м (для зернистості 125/100); $\overline{X} = 140 \cdot 10^{-6}$ м (для зернистості 160/125); $\overline{X} = 200 \cdot 10^{-6}$ м (для зернистості 250/200). У табл. 4.2 також наведено експериментальні значення параметра R_a залежно від зернистості алмазного круга. Як видно, параметр R_a значно збільшується зі збільшенням зернистості алмазного круга.

Таблиця 4.2 – Розрахункові та експериментальні значення параметра R_a

Зернистість алмазного круга	100/80	125/100	160/125	250/200
Розрахункові значення R_a, мкм	0,52	0,66	0,88	1,354
Експериментальні значення R_a, мкм	0,58	0,68	0,87	1,45

Як видно із табл. 4.2, розрахункові значення параметра R_a незначно відрізняються від експериментальних значень (в межах 10 %). Це указує на високу достовірність отриманого аналітичного рішення, яке засновано на новому підході до визначення висотних параметрів шорсткості обробленої поверхні R_a і R_{max} . Тому застосування отриманої ана-

літичної залежності (4.53) дозволяє науково обґрунтовано здійснювати розрахунок та вибір оптимальних параметрів режиму шліфування, характеристик алмазного круга та максимально можливої продуктивності обробки за заданими (необхідними) значеннями параметрів R_a і R_{max}.

Для подальшого зменшення параметра R_a, виходячи із залежності (4.53), необхідно збільшити швидкість алмазного круга $V_{кр}$ та зменшити величину $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$ шляхом збільшення радіуса алмазного круга $R_{кр}$.

Слід зазначити, що при круглому зовнішньому шліфуванні величина ρ приймає найбільші значення у порівнянні із плоским та внутрішнім шліфуванням. Так, при плоскому шліфуванні радіус деталі $R_{дет} \to \infty$, відповідно, $\rho = \frac{1}{R_{кр}}$. За умови $R_{кр} = 0{,}15$ м маємо $\rho = 6{,}67$ м$^{-1}$. При круглому зовнішньому шліфуванні за цієї умови $\rho = 43$ м$^{-1}$. Отже, з переходом від схеми круглого зовнішнього шліфування до схеми плоского шліфування величина ρ зменшилася в 6,45 разів. Відповідно до залежності (4.53) це приводить до зменшення параметра R_a в 1,46 разів. При внутрішньому шліфуванні величина $\rho = \frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}$ приймає ще менші значення. Наприклад, за умови $R_{кр} \to R_{дет}$ величина $\rho = \frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}} \to 0$. Цю умову реалізовано в процесі хонінгування, що дозволяє значно зменшити параметр шорсткості обробленої поверхні R_a. Крім того, при хонінгуванні досягається ще й висока точність обробленої поверхні.

Експериментально встановлено, що застосування глибинного алмазного шліфування із невеликою швидкістю деталі $V_{дет} = 0{,}01$ м/с дозволяє досягти достатньо високої питомої продуктивності обробки $Q_0 = V_{дет} \cdot t = 360$ мм^2/хв. Цієї питомої продуктивності обробки (за заданим значенням R_a) не можна було досягти в умовах традиційного багатопрохідного алмазного шліфування (зі значно збільшеною швидкістю деталі $V_{дет} = 0{,}33 \ldots 0{,}5$ м/с) [54].

Отже, завдяки суттєвому збільшенню глибини шліфування та, відповідно, зменшенню швидкості деталі $V_{дет}$ при глибинному алмазному шліфуванні можна одночасно досягти двох ефектів обробки – зменшення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a та збільшення продуктивності обробки. Це пов'язано із тим, що до залежності (4.53) не входить глибина шліфування t та входить швидкість деталі $V_{дет}$. Тому задане значення параметра R_a при глибинному алмазному шліфуванні можна досягти за різних значень глибини шліфування t та продуктивності обробки. Це випливає із залежності (4.54). Якщо прийняти глибину шліфування t рівною величині припуску, то можна реалізувати максимально можливу продуктивність обробки із урахуванням заданої шорсткості обробленої поверхні.

На основі отриманих теоретичних та експериментальних результатів розроблено ефективний технологічний процес глибинного алмазного електроерозійного шліфування фаски клапана газорозподілення двигуна внутрішнього згоряння. Попередньо цю фаску відновлювали шляхом нанесення на її поверхню зносостійкого покриття із високоміцного порошкового матеріалу ПГ-10Н-01 твердістю HRC 60…62. Практикою встановлено, що шліфування цього високоміцного порошкового матеріалу звичайними абразивними кругами характеризується низькими показниками продуктивності обробки та шорсткості обробленої поверхні. На обробленій поверхні з'являються температурні дефекти, які знижують якість обробки. Такими ж низькими показниками обробки можна характеризувати й традиційну схему алмазного багатопрохідного шліфування, яку теж застосовували із метою підвищення ефективності обробки.

Однак, позитивні результати було отримано лише від застосування розробленого технологічного процесу глибинного алмазного електроерозійного шліфування, коли обробку здійснювали алмазним кругом на металевій зв'язці М2-01. У порівнянні із традиційним абразивним шліфуванням, цей процес дозволив до 2 разів підвищити продуктивність обробки та забезпечити необхідну шорсткість обробленої поверхні. Було досягнуто розрахункову достатньо високу питому продуктивність обробки $Q_0 = V_{дет} \cdot t = 360$ мм^2/хв, тоді як при абразивному шліфуванні та алмазному багатопрохідному шліфуванні питома продуктивність обробки не перевищувала $Q_0 = 150$ мм^2/хв. При цьому, завдяки підтриманню високої

ріжучої здатності алмазного круга в процесі шліфування досягнуто високу якість обробки. На обробленій поверхні відсутні температурні дефекти.

4.5. Розрахунок висотних параметрів шорсткості поверхні під час шліфування і абразивної обробки та обґрунтування умов їх зменшення

Процеси шліфування матеріалів отримали широке застосування в машинобудівному виробництві на операціях остаточної обробки деталей машин. На відміну від процесів обробки вільним абразивом, вони забезпечують високу продуктивність, проте характеризуються відносно низькими (для умов фінішної обробки) показниками шорсткості обробленої поверхні R_a і R_{max}. Тому після здійснення процесу шліфування, як правило, застосовують процеси обробки вільним абразивом. У результаті досягаються більш високі показники шорсткості, якості та точності обробленої поверхні. Разом з тим, процеси обробки вільним абразивом дуже трудомісткі, що призводить до зниження ефективності обробки, особливо під час виготовлення високоточних виробів. У зв'язку з цим, надзвичайно актуальними стають питання досягнення на операціях шліфування більш високих показників шорсткості обробленої поверхні, достатніх (у ряді випадків) для виключення з технологічних процесів трудомістких операцій обробки вільним абразивом.

У роботах [128, 132] показано, що цього можна досягти застосуванням шліфувальних кругів з підвищеною концентрацією абразивних зерен та фактично з одновисотним розташуванням ріжучих зерен на робочій поверхні круга, збільшенням швидкості круга тощо. Однак ці результати базуються на експериментальних даних і не дозволяють встановити узагальнювальні рішення, справедливі для широких діапазонів зміни параметрів режимів різання та інших умов обробки. Особливо це відноситься до відношення параметрів шорсткості обробленої поверхні R_{max}/R_a, яке для різних процесів абразивної обробки може значно змінюватися. Наприклад, під час шліфування відношення R_{max}/R_a приймає значення 4 … 8 [34, 58], а під час абразивного полірування може досягати значення 30 [58, 83]. Тому важливо виконати теоретичний порівняльний аналіз технологічних можливостей суттєвого підвищення показників шорсткості обробленої поверхні під час шліфування та абразивної обробки.

Для цього в роботі розглянуто спрощену розрахункову схему параметрів шорсткості оброблювальної поверхні на основі накладання та перекриття проєкцій зерен (у формі сфери радіусом R) шліфувального круга на площині, розташованої в поперечному перерізі оброблюваної деталі (рис. 4.8). Прийнято впорядковане розташування проєкції зерен круга на площині, що розглядається. Заштрихованим на рис. 4.8 показано невидалений шар оброблюваного матеріалу, який з урахуванням рівняння кола (що описує форму проєкції зерна)

$$x^2 + (y - R)^2 = R^2 \tag{4.55}$$

представлений безрозмірною функцією [132]:

$$\Phi(y) = \frac{x_0 - x}{x_0} = 1 - \frac{x}{x_0}, \tag{4.56}$$

де $x = \sqrt{R^2 - (y - R)^2} = R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}$;

$$x_0 = \sqrt{R^2 - (R_{max} - R)^2} = R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{max}}{R}\right)^2}.$$

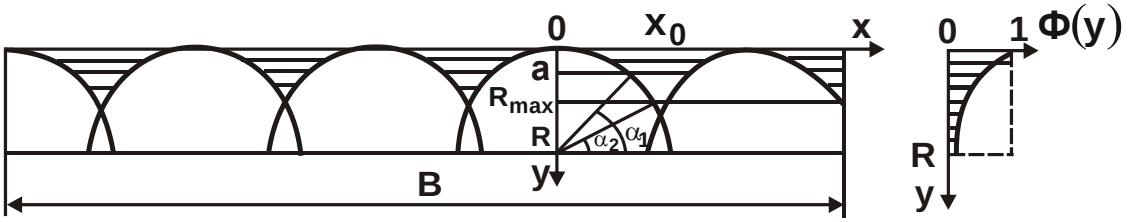


Рисунок 4.8 – Розрахункова схема параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки

Після перетворень залежності (4.56) отримано:

$$\Phi(y) = 1 - \frac{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{max}}{R}\right)^2}} = 1 - z \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}, \tag{4.57}$$

де $z = \frac{1}{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{max}}{R}\right)^2}}$.

У роботі [64] наведене загальне теоретичне визначення параметра шорсткості поверхні R_a на основі використання ймовірнісної

функції $\Phi(y)$ (рис. 4.9). Для цього спочатку визначене положення середньої лінії $y = a$, що розділяє мікропрофіль обробленої поверхні на дві частини так, що заштриховані на рис. 4.9 площі F_1 і F_2 однакові за величиною. У цьому випадку найбільша западина мікропрофілю відповідає значенню $y = 0$, а найбільший виступ мікропрофілю відповідає значенню $y = R_{max}$.

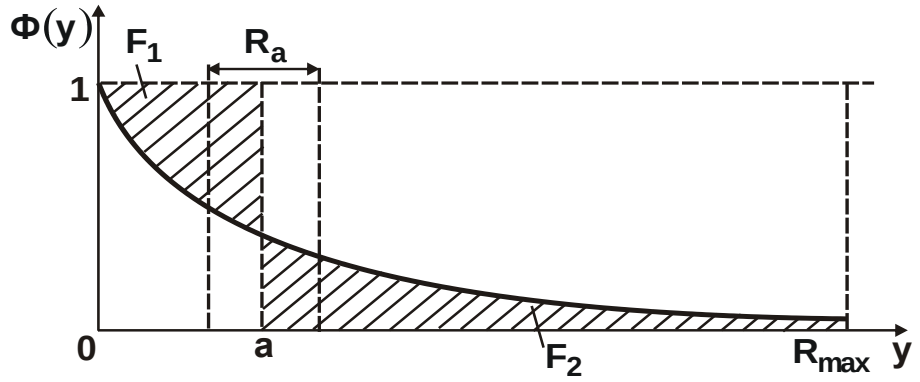


Рисунок 4.9 – Розрахункова схема параметра шорсткості поверхні R_a

Параметр шорсткості поверхні R_a за визначенням дорівнює довжині сторони прямокутника з висотою $\Phi(y) = 1$ (рис. 4.9), тобто

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1} = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot F_2 . \qquad (4.58)$$

Положення середньої лінії $y = a$ визначається за умови $F_1 = F_2$. Тоді в загальному випадку площі F_1 і F_2 аналітично описуються:

$$F_1 = \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy = a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy \ ; \qquad (4.59)$$

$$F_2 = \int_a^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy . \qquad (4.60)$$

Після порівняння залежностей (4.59) і (4.60) отримано:

$$a = \int_0^a \Phi(y) \cdot dy + \int_a^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy ; \qquad (4.61)$$

$$R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot \int_a^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy . \qquad (4.62)$$

Використовуючи цю методику для зерен, що мають форму сфери (рис. 4.8), з урахуванням залежності (4.57), отримано:

$$a = \int_0^{R_{max}} \Phi(y)\cdot dy = \int_0^{R_{max}} \left[1 - z\cdot\sqrt{1-\left(1-\frac{y}{R}\right)^2}\right]\cdot dy. \qquad (4.63)$$

З урахуванням нової змінної $\left(1-\frac{y}{R}\right) = \sin\alpha$ (рис. 4.8) та нових меж інтегрування $\alpha = \frac{\pi}{2}$; $\alpha = \alpha_2 = \arcsin\left(1-\frac{R_{max}}{R}\right)$ замість вихідних меж інтегрування $y = 0$ і $y = R_{max}$, маємо:

$$a = R\cdot\int_{\alpha_2}^{\pi/2}(1 - z\cdot\cos\alpha)\cdot\cos\alpha\cdot d\alpha =$$

$$= R\cdot\left[(1-\sin\alpha_2) + \frac{z}{4}\cdot\sin 2\alpha_2 - \frac{z}{2}\cdot\left(\frac{\pi}{2}-\alpha_2\right)\right], \qquad (4.64)$$

де α_2 – кут, що визначає геометричне положення R_{max} на рис. 4.8.

Тоді параметр шорсткості поверхні R_a набуде вигляду:

$$R_a = 2\cdot\int_a^{R_{max}} \Phi(y)\cdot dy = 2\cdot\int_a^{R_{max}} \left[1 - z\cdot\sqrt{1-\left(1-\frac{y}{R}\right)^2}\right]\cdot dy. \qquad (4.65)$$

Після заміни змінної $\left(1-\frac{y}{R}\right) = \sin\alpha$ з урахуванням нових меж інтегрування $\alpha_1 = \arcsin\left(1-\frac{a}{R}\right)$ і $\alpha_2 = \arcsin\left(1-\frac{R_{max}}{R}\right)$ параметр шорсткості поверхні R_a виразиться:

$$R_a = 2\cdot R\int_{\alpha_2}^{\alpha_1}\left[\cos\alpha - z\cdot\left(\frac{1+\cos 2\alpha}{2}\right)\right]\cdot d\alpha =$$

$$= 2\cdot R\cdot\left[(\sin\alpha_1 - \sin\alpha_2) - \frac{z}{2}\cdot(\alpha_1-\alpha_2) - \frac{z}{4}\cdot(\sin 2\alpha_1 - \sin 2\alpha_2)\right], \qquad (4.66)$$

де α_1 – кут, що визначає геометричне положення середньої лінії $y = a$.

У результаті отримано розрахункову залежність для визначення параметра шорсткості поверхні R_a з урахуванням заданих значень відношення R_{max}/R, яке змінюється ідентично зміні відношення y/R.

У табл. 4.3 наведено розраховані за залежностями (4.64) і (4.66) значення параметрів z, α_2, a/R, R_a/R та R_{max}/R_a для різних значень R_{max}/R.

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення параметрів z, α_2, a/R, α_1, R_a/R та R_{max}/R_a

y/R	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	1,0
R_{max}/R	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	1,0
z	3,2	2,294	1,666	1,4	1,25	1,154	1,0
α_2, град.	72	65	53	45	37	30	0
a/R	0,017	0,0341	0,0638	0,0934	0,1219	0,147	0,215
α_1, град.	74	69	62	58	56	54	52
R_a/R	0,00088	0,0055	0,017	0,0346	0,0614	0,0858	0,18
R_{max}/R_a	56,8	18,18	11,76	8,67	6,51	5,83	5,55

Як видно, відношення R_a/R зменшується зі зменшенням відношення y/R, однак інтенсивніше, ніж відношення R_{max}/R. У результаті відношення R_{max}/R_a збільшується зі зменшенням y/R, причому достатньо інтенсивне за умови $y/R < 0{,}1$ (рис. 4.10).

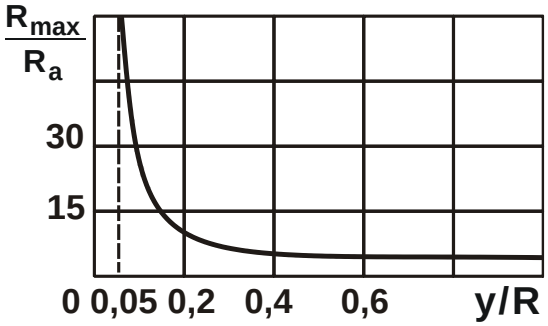


Рисунок 4.10 – Залежність відношення R_{max}/R_a від відношення y/R

Цим показано, що відношення R_{max}/R_a може змінювати в широких межах. За умови $y/R = 0{,}05$ приймає достатньо велике значення $R_{max}/R_a = 56{,}8$, яке не властиве процесу шліфування. Як встановлено експериментально [34, 58], для процесів шліфування відношення R_{max}/R_a може змінюватись у межах 4 … 8.

Для процесу абразивного полірування, згідно з експериментальними даними, наведеними в роботі [58], відношення R_{max}/R_a може приймати значення, яке дорівнює 30, що відповідає розрахунковим значенням, наведеним в табл. 4.3.

Фізичний зміст отриманого теоретичного рішення полягає у тому, що зменшення відношення y/R пов'язане зі збільшенням кількості абразивних зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні. Тому, чим менше відношення y/R, тим більше зерен приймає участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні. Отже, в умовах абразивного полірування їх більше, ніж в умовах шліфування, що відповідає відомим експериментальним даним [104].

Крім того, зі збільшенням кількості абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні, зменшуються товщини зрізів абразивними зернами. Це також характерно для процесу абразивного полірування, що указує на відмінні риси процесів абразивного полірування та шліфування.

Отже, як встановлено, зі збільшенням кількості абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості обробленої поверхні, та зменшенням значення y/R відношення R_{max}/R_a інтенсивно збільшується. Це приводить у відповідність розрахункові та експериментальні значення відношення R_{max}/R_a для різних процесів абразивної обробки (шліфування та абразивного полірування). Отже, моделюючи абразивні зерна у формі сфери, досягнуто відповідності закономірностей зміни розрахункових та експериментальних значень відношення R_{max}/R_a для процесів шліфування та абразивного полірування.

У роботі [58] розрахунками встановлено, що, моделюючи абразивні зерна у формі конуса, відношення R_{max}/R_a приймає лише одне значення, яке дорівнює $R_{max}/R_a = 4$. Тому для забезпечення достовірного оцінювання відношення R_{max}/R_a в умовах абразивного полірування необхідно моделювати абразивні зерна у формі сфери або усіченого конусу. У цьому випадку товщина зрізу значно менше за ширину зрізу. В умовах шліфування, у першому наближенні для спрощення розрахунків, абразивні зерна можна моделювати не тільки у вигляді сфери, а й у формі гострого конуса. Тоді відношення $R_{max}/R_a = 4$, що для певних умов шліфування, наприклад, алмазного шліфування, відповідає експериментальним даним [34].

Для оцінювання достовірності одержаного теоретичного рішення аналітично встановимо відношення ширини $2b$ та товщини y зрізу абразивним зерном у формі сфери (рис. 4.8). Ширина зрізу дорівнює:

$$2b = 2 \cdot \sqrt{R^2 - (R - y)^2} = 2 \cdot \sqrt{(2R - y) \cdot y}. \qquad (4.67)$$

Тоді відношення $2b/y$ набуде вигляду:

$$\frac{2b}{y} = \frac{2 \cdot \sqrt{(2R - y) \cdot y}}{y} = 2 \cdot \sqrt{\frac{2R}{y} - 1}. \qquad (4.68)$$

У табл. 4.4 наведено розраховані на основі залежності (4.68) значення відношення $2b/y$. Як видно, зі зменшенням значення y/R відношення $2b/y$ збільшується, причому достатньо інтенсивно. Отже, ширина зрізу $2b$ перевищує товщину зрізу y, особливо за умови $y/R < 0{,}1$, що узгоджується з розрахунковими значеннями відношення R_{max}/R_a, які наведено в табл. 4.3 та на рис. 4.9. Із цього можна зробити висновок, що суттєве збільшення відношення R_{max}/R_a за умови $y/R < 0{,}1$ (або $R_{max}/R << 0{,}1$), а також зменшення параметра R_a, пов'язане із суттєвим збільшенням відношення $2b/y$ в результаті перевищення ширини зрізу $2b$ над товщиною зрізу y. Це призводить до значного зменшення об'єму невіддаленого матеріалу (у формі залишкових мікронерівностей) і, відповідно, зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max}, причому параметра R_a – більшою мірою, що й визначає збільшення відношення R_{max}/R_a.

Таблиця 4.4 – Розрахункові значення $2b/y$

y/R	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,01
$2b/y$	2,0	3,46	4,76	6,0	8,72	12,5	28,21

Під час обробки абразивними зернами у формі гострого конуса відношення ширини і товщини зрізу залишається постійною величиною [58], що дорівнює $R_{max}/R_a = 4$ та має місце в умовах шліфування.

Необхідно зазначити, що за умови $y/R < 0{,}1$ відбувається перехід від процесу різання (з утворенням мікростружок) до процесу тертя абразивного зерна з оброблюваним матеріалом (без утворення мікростружок) [58]. Тому процес абразивного полірування, за суттю, і здійснюється в даних умовах, тоді як процес шліфування відбувається за значеннях $y/R > 0{,}1$. Як відомо [34], в цих умовах здійснюється стійкий процес різання з утворенням мікростружок.

Отже, суттєво збільшити відношення R_{max}/R_a можна під час обробки матеріалів методами пластичного деформування, тобто коли відношення y/R набуває граничних значень. Так, експериментально встановлено [58], що під час вигладжування (оброблюваний матеріал – алюмінієвий сплав АМг4) абразивними зернами у формі сфери досягається відношення $R_{max}/R_a = 14{,}2$, а параметр $R_a = 0{,}1$ мкм.

Приблизно таких же значень досягнуто в процесі тонкого точіння алмазним інструментом ($R_{max}/R_a = 21{,}2$; $R_a = 0{,}1$ мкм) і, як уже зазначено, під час абразивного полірування ($R_{max}/R_a = 30$; $R_a = 0{,}1$ мкм).

Тому обробка у цих умовах більшою мірою підпорядковується закономірностям тертя і пластичного деформування матеріалу, у результаті зменшуються параметри шорсткості поверхні R_a і R_{max}. Причому параметр R_a зменшується більшою мірою, чим параметр R_{max}, що призводить до збільшення відношення R_{max}/R_a. У процесі струминно-абразивної обробки, як встановлено експериментально, відношення набуває значення 6,25, що відповідає умовам здійснення сталого в часі процесу різання, як і в умовах шліфування.

Отже, домогтися суттєвого зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} під час абразивної обробки можна шляхом значного збільшення кількості працюючих абразивних зерен і зменшення товщин зрізів. Це цілком можливо, наприклад, в умовах абразивного полірування. Однак, під час шліфування кількість працюючих абразивних зерен значно менше, що обмежує можливості суттєвого зменшення параметрів шорсткості поверхні. Крім того, із зменшенням товщин зрізів зменшується продуктивність обробки, що позбавляє переваг процесу шліфування.

Для аналізу одержаного теоретичного рішення на рис. 4.11 наведено експериментально встановлений графік класичної функції tp – відносної базової довжини мікропрофілю обробленої поверхні зразка із алюмінієвого сплаву АМг4 після абразивного полірування із застосуванням пасти АСМ зернистістю 1/0. Режим обробки: окружна швидкість полірувального інструменту 50 м/с; питомий тиск 500 кПа.

У результаті експериментальних досліджень встановлено, що параметри шорсткості поверхні набувають значення: $R_a = 0{,}1$ мкм; $R_{max} = 3$ мкм; $R_{max}/R_a = 30$.

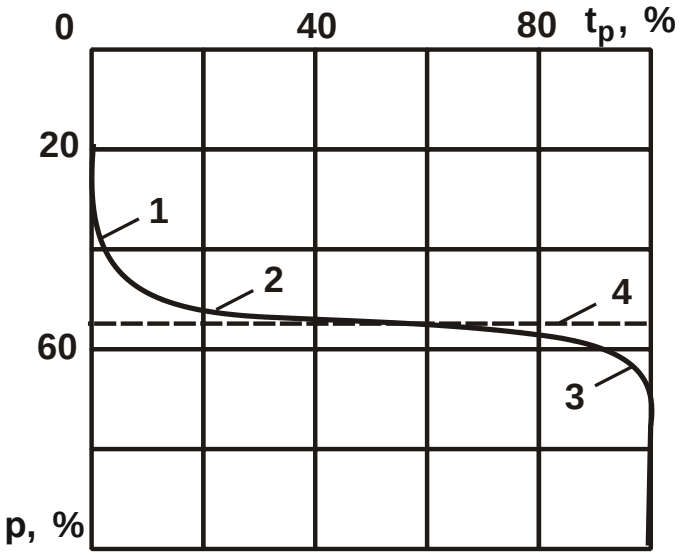


Рисунок 4.11 – Відносна базова довжина мікропрофілю обробленої поверхні після абразивного полірування

Як видно з рис. 4.11, функція t_p за структурою складається із трьох ділянок. На 1 та 3 ділянках функція t_p незначно збільшується. На ділянці 2 функція t_p інтенсивне збільшується, фактично приймаючи вигляд прямої лінії, що відповідає зміні параметра R_{max} в умовах розташування абразивних зерен з однаковими значеннями висоти і відстані між ними (рис. 4.8). Ділянки 1 та 3 на рис. 4.11 утворюються у зв'язку з розкидом розмірів зерен у фракції зерен. У цьому випадку розрахунок параметрів шорсткості поверхні слід виконувати з урахуванням зміни графіка функції t_p та середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні, яка розділяє ділянку 2 на дві частини.

Якщо розглядати довжину контакту абразивного інструменту зі зразком, рівним B (рис. 4.8), то, виходячи із рис. 4.11, справедливо:

$$0{,}5 \cdot R_a \cdot B = \frac{(0{,}5 \cdot R_{max} \cdot B)}{30}, \qquad (4.69)$$

де $0{,}5 \cdot R_a \cdot B$ – половина площі мікронерівностей, розташованих вище середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні, м^2;

$(0{,}5 \cdot R_{max} \cdot B)/30$ – площа, обмежена функцією t_p та середньою лінією мікропрофілю обробленої поверхні, м^2.

У результаті встановлено: $R_{max}/R_a = 30$. Цим показано, що під час абразивного полірування відношення R_{max}/R_a може набувати

достатньо великого значення, що дорівнює 30. Як зазначалося, це пов'язано з розкидом розмірів абразивних зерен у фракції зерен. Тому, виключаючи такий розкид, можна виключити 1 та 3 ділянки (рис. 4.11) і забезпечити виконання розрахункових даних, наведених в табл. 4.3.

Як встановлено експериментально [58], під час шліфування графік функції t_p складається з трьох ділянок. Однак на другій ділянці функція t_p розташована з великим нахилом. У результаті виконується умова (4.69), де $n = 1/8 \ldots 1/4$. Звідки $R_{max}/R_a = 4 \ldots 8$.

Ця відмінність положень графіка функції t_p і значень R_{max}/R_a під час шліфування і абразивного полірування пов'язана з різною кількістю абразивних зерен, що приймають участь у процесі формування шорсткості обробленої поверхні. Як відомо, під час шліфування таких зерен менше. Крім того, абразивні зерна на робочій поверхні круга виступають на різну висоту, що зменшує кількість працюючих зерен і призводить до збільшення параметрів R_a і R_{max}. Тому в подальших дослідженнях необхідно в розрахунках параметрів шорсткості поверхні враховувати різну висоту виступання зерен із зв'язки круга.

Ефективним рішенням з погляду зменшення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні є шліфування кругом з плосковершинними зернами, що мають приблизно форму усіченого конусу [18]. Внаслідок цього товщина зрізу окремим зерном зменшується, а ширина зрізу збільшується фактично без зменшення продуктивності обробки. Це має важливе значення для здійснення процесу шліфування. Підтвердженням тому є результати експериментальних досліджень параметра шорсткості поверхні R_a під час круглого зовнішнього шліфування зразка з твердого сплаву ВК8 алмазним кругом на металевій зв'язці 1А1 $300 \times 20 \times 5$ АС6 125/100 М1-10 4 з плосковершинними зернами.

Для створення плосковершинних зерен алмазний круг спочатку піддавали електроерозійному правленню [18], потім обточуванню алмазним олівцем. У результаті встановлено, що після шліфування параметр R_a набуває значення $R_a = 0{,}1$ мкм, тоді як після шліфування цим алмазним кругом лише після його електроерозійного правлення $R_a = 2{,}2$ мкм. Отже, з переходом від гострозаточених зерен до плосковершинних зерен параметр R_a зменшився більш ніж у 20 разів, що відповідає результатам розрахунків, наведених у табл. 4.3.

Позитивні результати з погляду зменшення висотних параметрів шорсткості поверхні було досягнуто під час обробки природних алмазів у діаманти. Для цього використовували диски для огранювання, на які наносили електрогальванічним методом алмазні дрібнозернисті зерна. Поверхнева концентрація зерен на цьому диску в декілька разів перевищувала поверхневу концентрацію зерен на звичайному шліфувальному крузі. Потім проводили "укатування" зерен у металеву зв'язку на диску із застосуванням синтетичних надтвердих полікристалічних матеріалів для досягнення фактично одновисотного розташування ріжучих зерен на його робочій поверхні. Це дозволило зменшити мікронерівності на поверхні оброблюваного природного алмазу та одночасно збільшити продуктивність обробки.

Отже, на основі проведених досліджень отримано нові теоретичні рішення, які дозволяють науково обґрунтовано підходити до визначення умов суттєвого зменшення висотних параметрів шорсткості поверхні під час шліфування та фінішних методів абразивної обробки.

4.6. Наукові досягнення Якимова Олексія Олександровича – сина Якимова Олександра Васильовича

Значний вклад у розвиток теорії переривчастого шліфування вніс професор Якимов Олексій Олександрович – син Олександра Васильовича. Він продовжив справу, розпочату батьком. У 1984 р. закінчив Одеський політехнічний інститут і три роки працював інженером-технологом у механічних цехах Одеського об'єднання "Будгідравліка".

Потім вступив до аспірантури за спеціальністю "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту і в 1991 році захистив кандидатську дисертацію на тему: "Підвищення ефективності переривчастого шліфування деталей, загартованих до високої твердості". Працював доцентом кафедри нарисної геометрії та графіки, а з 2005 до 2008 рр. – докторант Одеського національного політехнічного університету. У 2015 році захистив докторську дисертацію на тему: "Технологічне забезпечення якості поверхневого шару зубів високоточних зубчастих коліс при шліфуванні", отримав вчене звання професор. Працював завідувачем кафедри "Інформаційних технологій проєктування в машинобудуванні" (ІТПМ) Одеського національного політехнічного університету.



Професор Якимов Олександр Васильович
із сином Олексієм Олександровичем

Під час підготовки докторської дисертації показав високий математичний рівень, довів розв'язання складних диференціальних рівнянь теплопровідності матеріалу щодо процесу зубошліфування до чисельних розрахунків. Як і його батько – Олександр Васильович, на високому рівні володів питаннями матеріалознавства, теплофізики, механіки, математики, хімії і технології машинобудування. Сформулював принципово новий науковий напрям із підвищення якості та продуктивності обробки в умовах переривчастого шліфування на основі управління тепловими процесами. Розробив математичні моделі визначення параметрів точності обробки зубчастих коліс під час зубошліфування та обґрунтував умови підвищення точності і продуктивності обробки. Розробив та впровадив практичні рекомендації у виробництво. Ця дисертаційна робота відкрила нові горизонти вдосконалення надто складних технологічних процесів зубошліфування, якими його батько – Олександр Васильович – починав займатися ще в роки своєї молодості, працюючи на машинобудівному заводі.

Наукова новизна докторської дисертації Якимова О. О.:

1. Вперше теоретично обґрунтовано відмінність температур, що формуються під час зубошліфування тарілчастими кругами в різних точках евольвентного оброблюваного профілю.

2. Вперше запропоновано метод розрахунку температур, що формуються в різних точках евольвентного профілю зуба, заснований на припущенні, що кожна точка оброблюваного профілю піддається багаторазовим тепловим діям, кількість яких у межах висоти зуба непостійна і залежить від довжини теплового джерела.

3. Вперше запропоновано метод розрахунку кута розвороту тарілчастого шліфувального круга відносно вертикальної площини, за яким забезпечується рівність довжин траєкторій обкатувальних рухів абразивного інструменту в напряму западини і в напряму вершини зуба, що починаються від лінії торкання площини обертання круга з боковою поверхнею оброблюваного зуба. За рівності довжин зазначених траєкторій забезпечується мінімальна довжина поперечного ходу столу. Це призводить до зменшення машинного часу і сили інерції частин верстата, що качаються, та величини деформації стрічок механізму обкатування, що, у свою чергу, призводить до підвищення точності обробки.

4. Набули подальшого розвитку теоретичні дослідження, спрямовані на виявлення умов забезпечення самозаточування абразивних кругів у процесі шліфування.

5. Набули подальшого розвитку теоретичні дослідження, спрямовані на забезпечення параметричної стійкості пружної системи верстата і необхідного ступеня зменшення температури в зоні різання, що реалізуються завдяки зміні умов взаємодії заготовки та переривчастого абразивного інструменту, обумовлених різним поєднанням його геометричних параметрів.

6. Отримав подальший розвиток метод розподілу за проходами загального припуску, що дорівнює сумі припуску, призначеного з припущення його рівномірного розподілу за всіма оброблюваними профілями зубів і максимального непередбаченого відхилення від цього припуску на якійсь ділянці зубчастого вінця, що полягає в розрахунках глибин дефектних шарів, сформованих на окремих проходах зубошліфування, та у порівнянні їх з глибинами припусків, що залишилися під наступні проходи.

7. Отримав подальший розвиток спосіб вирівнювання припуску за бічними поверхнями зубів під час шліфування цементованих коліс, який полягає у тому, що після орієнтації інструменту за максимально-биючою западиною заготівку повертають на кут, відповідний найбільшому з двох максимальних відхилень припуску на лівих і правих профілях зубів, і визначають асиметричність інструменту та нової западини у порівнянні з

первісною (настроювальною) западиною, після чого заготовку розгортають у вихідне положення, орієнтуючи інструмент за максимально-биючою западиною, а потім відводять на величину, рівну половині вимірюваної асиметричності, і здійснюють шліфування зубчастого вінця.



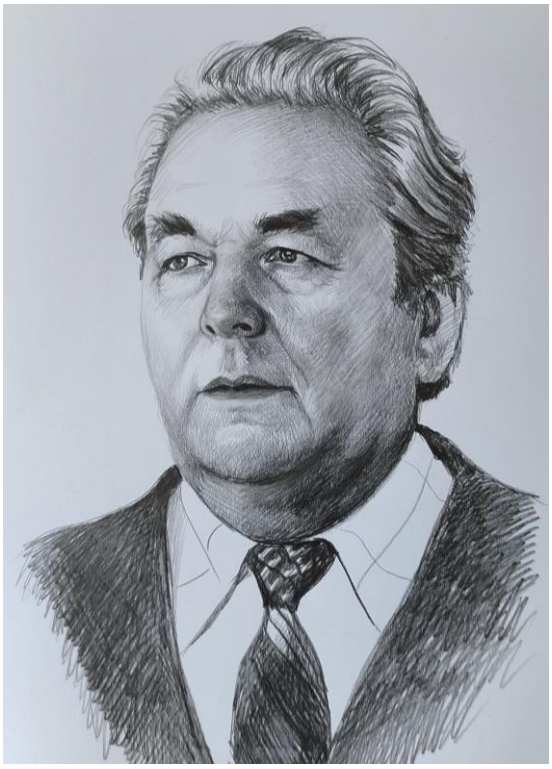
Професор Якимов Олексій Олександрович

На жаль, доля не подарувала Олексію Олександровичу довгого життя – прожив всього 62 роки. Але за ці роки він багато чого досяг, залишив глибокий слід у серцях та умах усіх, хто його знав і з ким він працював. Він був працьовитим, дисциплінованим, дуже вимогливим до себе, ерудованим не лише із технічних і технологічних питань, а й із питань мистецтва, культури, історії ... Із трепетом зберігав пам'ять про свого батька – Олександра Васильовича. Підготував серію книг про нього, про його наукову діяльність та про дуже цікавий рід Якимових, багато представників якого стали широко відомими у різних напрямах професійної діяльності.

Він дуже любив свого батька і хотів відзначити 100-річчя з дня народження Олександра Васильовича, але не дожив до цієї дати. Це він запропонував підготовити дане наукове видання, присвячене Якимову Олександру Васильовичу. Хотів написати спогади про нього, про його життєвий і творчий шлях, але все це залишилося тільки в задумах, до роботи він так і не встиг приступити.

Олексій Олександрович гарно рисував і в останні місяці свого життя нарисував цілу галерею цікавих портретів Олександра Васильовича в різних ракурсах. Він також хотів помістити у даному науковому виданні і раніше нарисовані портрети батька та матері – Раїси Василівни.







Нарисовані портрети Якимова Олександра Васильовича





Портрети Якимових Олександра Васильовича і Раїси Василівни





Якимов Олександр Васильович в різні роки

Автор даної монографії – Новіков Федір Васильович – багато років плідно працював із Якимовим Олексієм Олександровичем у напрямі подальшого розвитку теплофізичних рішень щодо процесів шліфування,

отриманих професором Якимовим Олександром Васильовичем. Разом готували і видавали наукові статті, монографії, підручники і навчальні посібники. Під час сумісної роботи відчувалося, що Олексій Олександрович, працюючи на заводі після закінчення інституту, підкріпив свої теоретичні знання значним практичним досвідом, пройшов сувору школу виробництва. Це дозволило йому вчасно і якісно підготувати і захистити кандидатську і докторську дисертації, розробити практичні рекомендації, які мають важливе значення для розвитку машинобудівних підприємств. Він, як і його батько – Олександр Васильович, дуже любив науку, готовий був день і ніч із великим бажанням і настроєм розв'язувати технологічні задачі. Дуже любив математику. Навчився вирішувати математичні задачі із математичної фізики, що дозволило йому вільно відчувати себе у складному світі диференціальних рівнянь із частковими похідними другого порядку. Завдяки цьому, став визначним фахівцем-теплофізиком, провів глибокі дослідження теплових процесів під час шліфування та лезової обробки матеріалів. Залишив після себе фундаментальні результати наукових досліджень технологічних процесів сучасного машинобудування, які зараз визначають перспективні напрями його подальшого ефективного розвитку.

Висновки до розділу 4

1. У цьому розділі наведено результати наукових і навчально-методичних розробок професора Якимова О. В., опублікованих у його численних монографіях і наукових статтях, підручниках і навчальних посібниках. В них узагальнено теоретичні підходи до визначення технологічних параметрів механічної обробки матеріалів та створення теоретичних основ технології машинобудування. Значне місце у цьому списку наукових публікацій займає 10-томне колективне фундаментальне наукове видання "Фізико-математична теорія процесів механічної обробки матеріалів і технології машинобудування", яке було підготовлено під загальною редакцією професора Якимова О. В. У ньому відображено наукові технологічні досягнення двох минулих століть та сформульовано наукові концепції подальшого розвитку процесів обробки матеріалів та технології машинобудування. Цим виданням та своїми науковими роботами професору Якимову О. В. вдалося підняти улюблену дисципліну – технологію машинобудування – до рівня академічних

наук, тобто до рівня, коли технологічні рішення встановлюються не тільки традиційними експериментальними методами, а й на основі фізико-математичних знань і методів із забезпеченням високих показників розробки. Це видання відкрило широкі можливості отримання принципово нових теоретичних рішень, які важливі для створення нових технологій. Тому в даному розділі наведено приклади теоретичного ефективного вирішення ряду практичних технологічних завдань.

2. У роботі проведено теоретичний аналіз сили і температури різання під час переривчастого шліфування із урахуванням процесів різання та тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом. Показано, що під час переривчастого шліфування завдяки ударно-циклічній взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю відбувається зменшення пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, зменшення інтенсивності тертя зв'язки круга із оброблюваним матеріалом і, відповідно, зменшення сили і температури різання у порівнянні із звичайним шліфуванням суцільним кругом. Аналітично встановлено, що за умови рівності довжин робочого виступу та вирізу переривчастого круга температура шліфування приймає мінімальне значення та зменшується зі зменшенням довжини робочого виступу круга. Це указує на ефективність створення на робочій поверхні переривчастого круга значної кількості виступів і вирізів. Доведено, що найбільший ефект зменшення температури переривчастого шліфування досягається в умовах круглого і плоского глибинного шліфування.

3. У роботі на основі теоретико-ймовірнісного підходу розроблено математичну модель формування висотних параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{max} та обґрунтовано шляхи їх зменшення за умови значного підвищення продуктивності обробки. Вони полягають у застосуванні схеми глибинного шліфування із невеликою швидкістю оброблюваної деталі, що узгоджується із експериментальними даними. На цій основі розроблено ефективний технологічний процес глибинного алмазного електроерозійного шліфування фаски клапана газорозподілення двигуна внутрішнього згоряння (зі зносостійким покриттям із високоміцного порошкового матеріалу ПГ-10Н-01 із твердістю HRC 60…62). Встановлено оптимальні параметри режиму шліфування: глибина шліфування 0,6 мм; швидкість оброблюваної деталі 0,6 м/хв; питома продуктивність обробки 360 мм^2/хв. Це дозволило підвищити до 2 разів продуктивність обробки у порівнянні із абразивним шліфуванням, забез-

печити зменшення параметра R_a та підвищення якості обробки через виключення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях.

4. Розроблено математичну модель визначення висотних параметрів шорсткості поверхні R_a, R_{max} та відношення R_{max}/R_a під час абразивної обробки. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням кількості абразивних зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні, параметри R_a і R_{max} зменшуються, а відношення R_{max}/R_a збільшується. Це пов'язано з більш інтенсивним зменшенням параметра R_a. Показано, що в умовах шліфування відношення R_{max}/R_a набуває значення в межах 4 … 8, а в умовах обробки вільним абразивом (абразивного полірування) – понад 30. Такі великі значення R_{max}/R_a за умов абразивного полірування обумовлено, по-перше, значним збільшенням кількості працюючих зерен у порівнянні з шліфуванням. У результаті ширина зрізу абразивним зерном (у формі сфери) значно перевищує товщину зрізу. Це призводить до суттєвого зменшення обсягу невіддаленого матеріалу (у формі залишкових мікронерівностей) і, відповідно, до зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a, R_{max}, і збільшення відношення R_{max}/R_a. По-друге, переходом від процесу мікрорізання до процесу тертя та пластичного деформування оброблюваного матеріалу, що узгоджується з експериментальними даними. Виходячи з цього, зроблено висновок про те, що домогтися суттєвого зменшення висотних параметрів шорсткості поверхні під час шліфування можна завдяки зміні геометричної форми ріжучої частини зерен – переходом від сферичної форми до плосковершинної форми (приблизно усіченого конусу). Це дозволяє суттєво збільшити ширину зрізу фактично без зменшення продуктивності обробки.

Експериментальні дослідження підтвердили достовірність одержаного теоретичного рішення. Так, застосування алмазного круга з плосковершинними зернами під час шліфування дозволяє багаторазово зменшити параметр шорсткості поверхні R_a – до рівня, який реалізується під час обробки вільним абразивом. При цьому значно збільшується продуктивність обробки. На цій основі розроблено практичні рекомендації щодо технологічного забезпечення параметрів шорсткості оброблюваних поверхонь в умовах шліфування, які традиційно досягаються на трудомістких операціях обробки вільним абразивом.

Розділ 5
Зв'язок переривчастості процесу шліфування з динамічними та технологічними параметрами обробки

Одним із напрямів підвищення технічного рівня та якості продукції, що випускається, є вдосконалення існуючих технологічних процесів, у тому числі і шліфування. Відомо, що експлуатаційні властивості деталей машин залежать не тільки від точності їх виготовлення, а й від високої якості поверхонь, що досягається на кінцевих операціях механічної обробки – операціях шліфування. У той же час, одним з найпоширеніших дефектів на цих операціях є припікання поверхні і, як наслідок, порушення структури та фізико-механічних властивостей поверхневого шару. Вирішення цієї проблеми можливе:

1) зниженням режимів шліфування, а, отже, і продуктивності обробки;

2) застосуванням нових технологічних прийомів обробки, зокрема, абразивного інструменту, що має переривчасту робочу поверхню.

До цього виду конструкції ріжучого інструменту можна віднести безпосередньо переривчасті круги (описання конструкції та технологічні можливості наведено у численних роботах професора Якимова О. В. [73, 110, 113] та його учнів [70, 73]), композиційні та сегментні шліфувальні круги [22]).

Однак використання абразивного інструменту цього типу стримується через наявність коливань інструменту, можливість появи хвилястості і не завжди задовільної шорсткості на оброблюваній поверхні. Для цілеспрямованого управління цими параметрами під час переривчастого шліфування необхідно виявити, як формується хвилястість на оброблюваній поверхні, а також визначити взаємозв'язок хвилястості, що утворюється, з конструкцією переривчастого круга, його коливаннями, режимами обробки і температурними залежностями. Важливо теоретично вивчити та експериментально показати, що в умовах практичного використання шліфувальних кругів з переривчастою робочою поверхнею можна керувати як фізико-механічними, так і геометричними параметрами якості оброблюваної поверхні.

5.1. Умови формування рельєфу шліфованої поверхні

Відомо, що під час шліфування є певні можливості керувати параметрами якості оброблюваної поверхні. Однак для цього необхідно знати причини, що впливають на ці параметри.

5.1.1. Процес формування геометричних параметрів, зокрема, шорсткості та хвилястості на оброблюваній поверхні

У роботах [39, 62, 66, 110] в основному розглядаються питання утворення шорсткості оброблюваної поверхні. Які умови сприяють появі хвилястості – розглядаються рідко [11]. До того ж немає чіткого розподілу між хвилястістю та шорсткістю. У роботі [19] пропонувалося розділити хвилястість та шорсткість виходячи з висоти нерівностей та відстані між ними (рис. 5.1). У роботах [36, 75] за критерій, що розмежовує, пропонується приймати відношення кроку S_w до висоти W_z нерівностей.

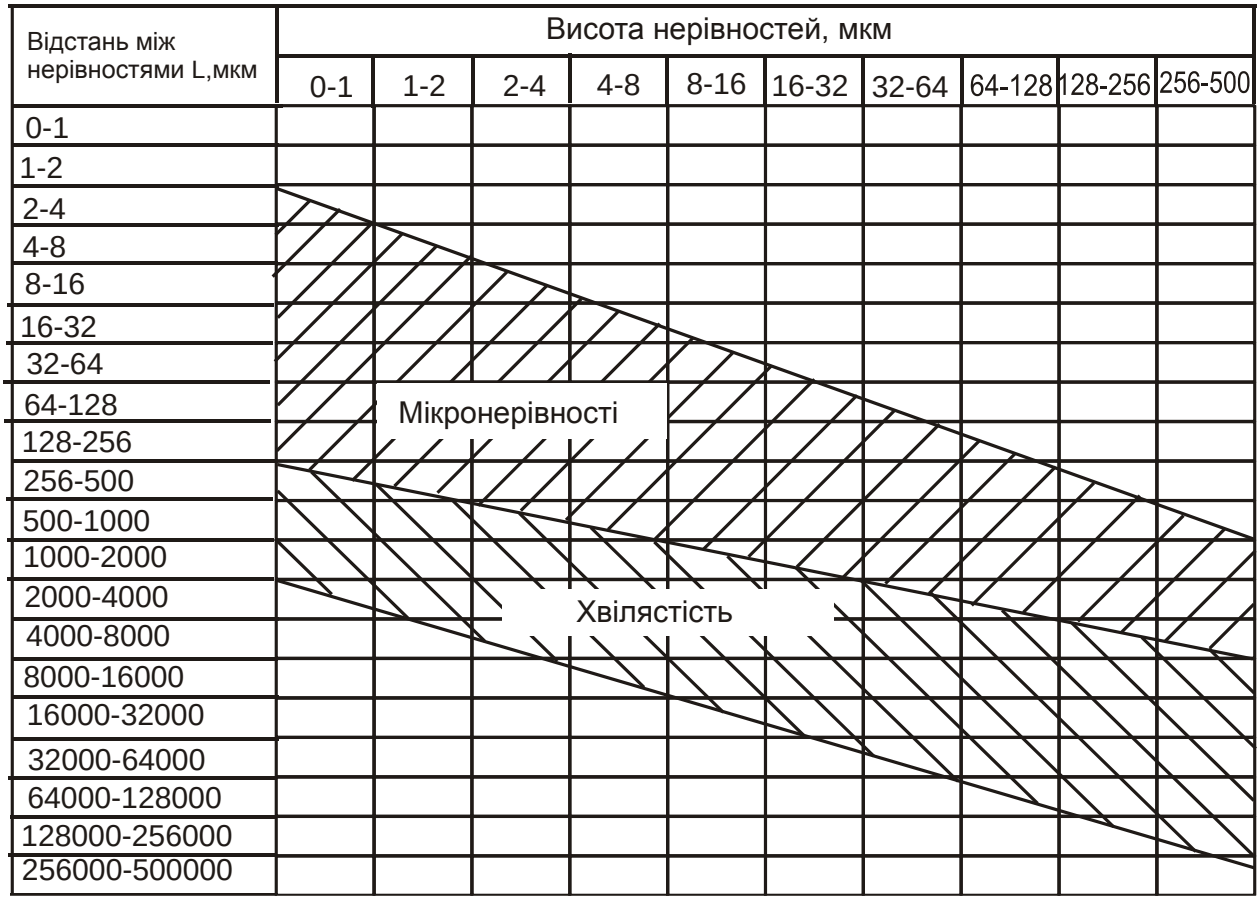


Рисунок 5.1 – Пропонована межа розподілу між хвилястістю і шорсткістю поверхні, виходячи з їхньої висоти та кроку [19]

Вибір параметрів хвилястості та шорсткості поверхні рекомендується виконувати, виходячи із службового призначення деталі, та які будуть оптимальними для відповідних умов роботи пар тертя. Також стверджується, що в більшості випадків хвилястість поверхні, що негативно впливає на експлуатаційні властивості машин, часто буває небезпечніша, ніж шорсткість поверхні [41].

За даними, наведеними в роботі [41], для більшості пар тертя оптимальна висота нерівностей знаходиться в межах $0{,}02 < R_a < 0{,}08$ мкм шорсткості поверхні, для сталевих припрацьованих поверхонь $R_a = 1{,}27$ ... 0,04 мкм [107]. А оптимальні відношення між висотою та середнім кроком нерівностей забезпечують більшу зносостійкість цих пар тертя (рис. 5.2) [40, 41].

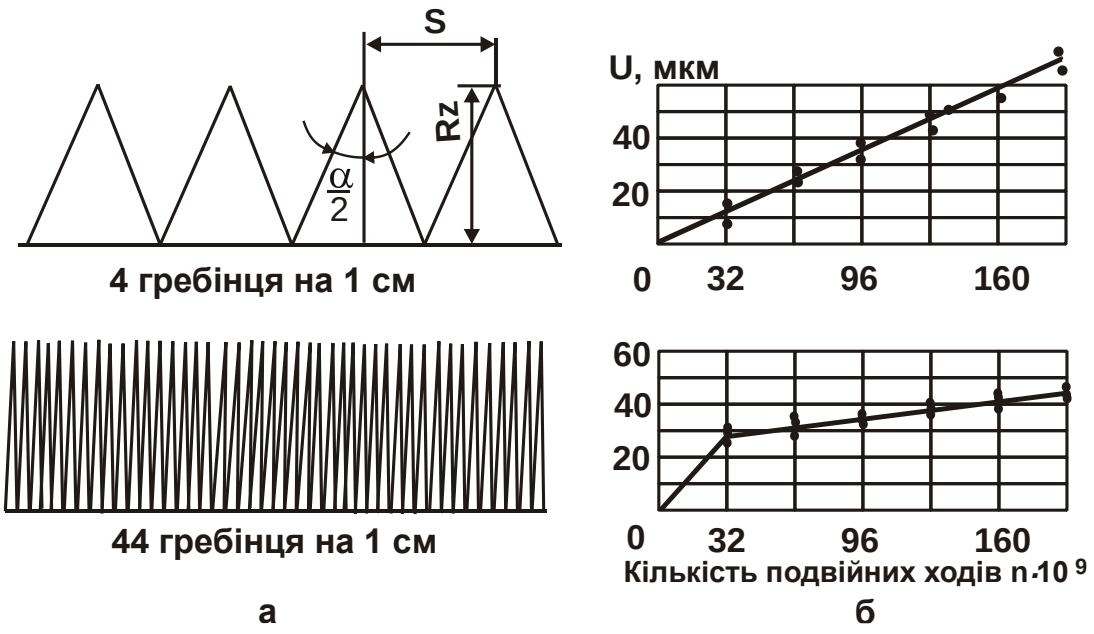


Рисунок 5.2 – Вплив форми нерівностей (а) та величини опорної кривої (б) на зношування поверхні за однакової висоти нерівностей [40]

У роботі [50] показано, що траєкторія коливання інструменту впливає на профіль хвиль, причому, головним показником під час нормування є висота хвилі, оскільки, з погляду несучої поверхні, вона є більш важливою.

До основних причин утворення хвилястості, насамперед, відносять:

1) динамічні процеси, що виникають в умовах обробки деталей на металорізальних верстатах, які пов'язані із втратою стійкості системи СПІД [33, 37, 75];

2) вібрації, що виникають внаслідок автоколивань та вимушених коливань [39, 75];

3) неврівноваженість обертових деталей верстата та інструменту [16, 113];

4) поява відносних коливань деталі та інструменту [66, 75, 117];

5) Ще однією з причин утворення хвилястості є переривчастий характер різання та формоутворення [75]. Причому, як зазначається, висота такої хвилястості може бути незначною, але вона небезпечна як вторинне джерело збудження коливань.

Щодо причин хвилястості згадується також у стандартах деяких країн: наприклад, стандарт Великобританії – BS 1134:1961, ФРН – DIN 4762, США – ASA B.46.1-1962, Франції – E 05-015.

5.1.2. Взаємозв'язок формотворчої кромки переривчастого круга з оброблюваною поверхнею

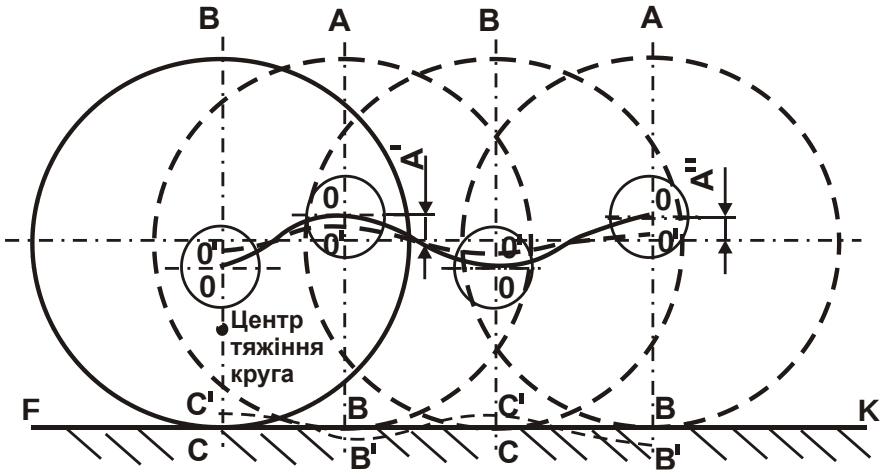
Процес взаємодії переривчастого круга з оброблюваною поверхнею в основному розглядався за умов формування фізико-механічних властивостей та частково умов формування геометричних параметрів поверхні [73, 113].

У роботах Якимова О. В. [113], Свірщева В. І. [82], Корсакова В. С. [31], Новосьолова Ю. К. [66] процес формування профілю поверхні представлений у вигляді переміщення центру круга О і, відповідно, формотворчої точки С внаслідок дії центру тяжіння круга (5.3, а, б) або в результаті наявності довжин вирізу і виступу переривчастого круга (рис. 5.3,в, г). Причому, в роботі [82] описання параметрів макронерівностей включає тільки геометричні параметри круга та режими обробки (рис. 5.3,в):

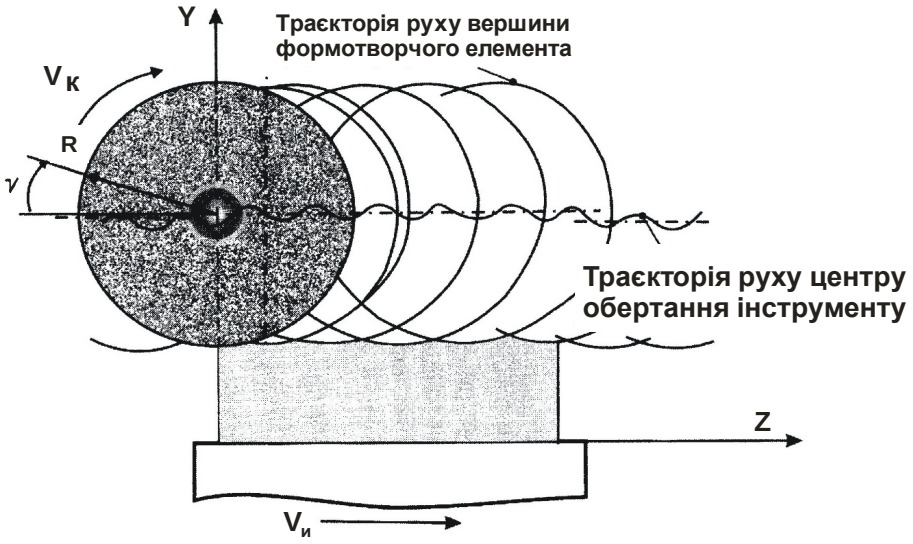
$$S' = \frac{V_u \cdot l_1}{\omega \cdot R};\ S'' = \frac{V_u \cdot l_2}{\omega \cdot R};\ S = \frac{V_u \cdot (l_1 + l_2)}{\omega \cdot R};\ H = \frac{V_u^2 \cdot l_u^2}{8 \cdot \omega^2 \cdot R \cdot \left(\frac{V_u}{\omega} \pm R\right)^2}. \quad (5.1)$$

Наведений у роботі [31] механізм утворення нерівностей (Δ) враховує геометричні параметри інструменту, деталі та режими обробки:

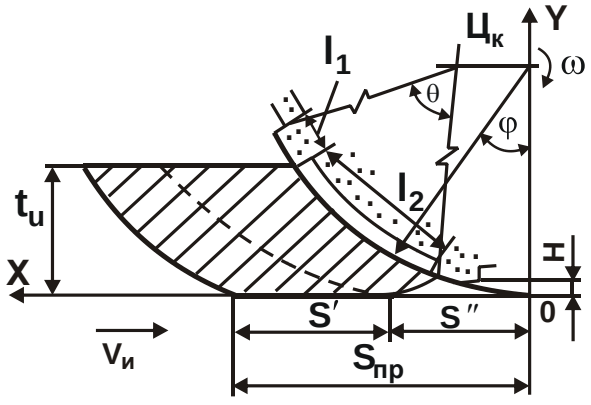
$$\Delta = R_З + \frac{S\varphi}{60 \cdot \omega_З} - \rho_н \cdot \left[\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) + \sqrt{\frac{r^2}{\rho_н^2} - \sin^2\left(\frac{\theta^2}{2}\right)}\right],$$



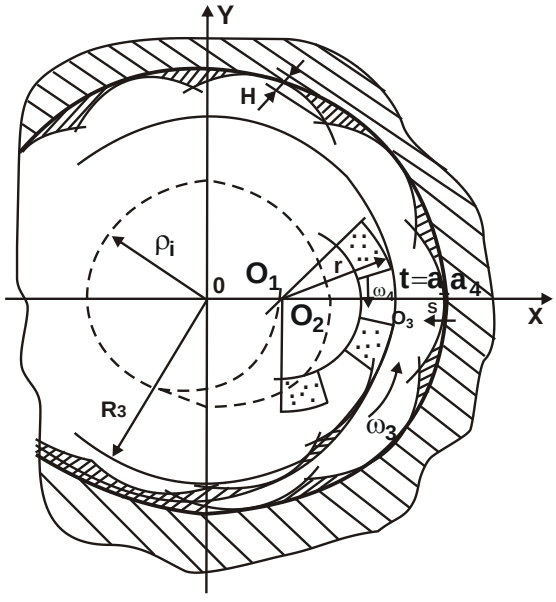
а) за даними Якимова О. В. [113]



б) за даними Новосьолова Ю. К. [66]



в) за даними Свірщева В. І. [82]



г) за Корсаковим В. С. та ін. [31]

Рисунок 5.3 – Утворення профіля поверхні

а переміщення центру переривчастого круга описується лише як переміщення Архімедовою спіраллю за рахунок подачі (рис. 5.3,г):

$$\rho_i = \rho_3 - r + \frac{\alpha}{2\pi} \cdot \varphi,$$

де α – крок спіралі.

Отже, переміщення центру круга має більш складний характер. Тому і процес формування нерівностей на оброблюваній поверхні суттєво відрізняється, оскільки в наведених прикладах не враховують переміщення шліфувального круга від високочастотних вібрацій, спричинених переривчастим характером процесу різання.

5.2. Модель утворення хвилястості на оброблюваній поверхні в умовах переривчастого шліфування

Для визначення профілю, що утворюється на обробленій поверхні, та його геометричних параметрів, що формуються в умовах шліфування інструментом з переривчастою робочою поверхнею, необхідно вирішити наступні завдання:

– визначити траєкторію руху характерних точок (центру мас та периферії) шліфувального круга та його взаємодію з оброблюваною поверхнею;

– побудувати математичну модель, яка пов'язує динамічні параметри процесу обробки з параметрами хвилястості, що формується.

У роботах ряду авторів [11, 39] зазначається, що траєкторією руху формотворчої точки круга є складна замкнута циклоїдальна або квазіциклоїдальна крива, спричинена вібраціями системи СПІД.

Розглянемо, як формується рельєф на оброблюваній поверхні під час переходу послідовно від простих переміщень до складніших. Шліфувальний круг може здійснювати рухи, показані на рис. 5.4.

Під час рівномірного обертання круга навколо своєї осі (з кутовою швидкістю ω'), без поздовжнього переміщення, зміна профілю поверхні (у точці А) не відбувається (рис. 5.4,а).

Необхідною умовою виникнення процесу формоутворення є наявність руху інструменту або його кромок щодо оброблюваної поверхні. У цьому разі за відсутності будь-яких додаткових джерел коливання

найпростішою схемою формоутворення профілю поверхні є пряма лінія $A–A_1$, паралельна осі $O–O_1$, яка рівновіддалена від неї на величину, що дорівнює радіусу круга R (рис. 5.4,б).

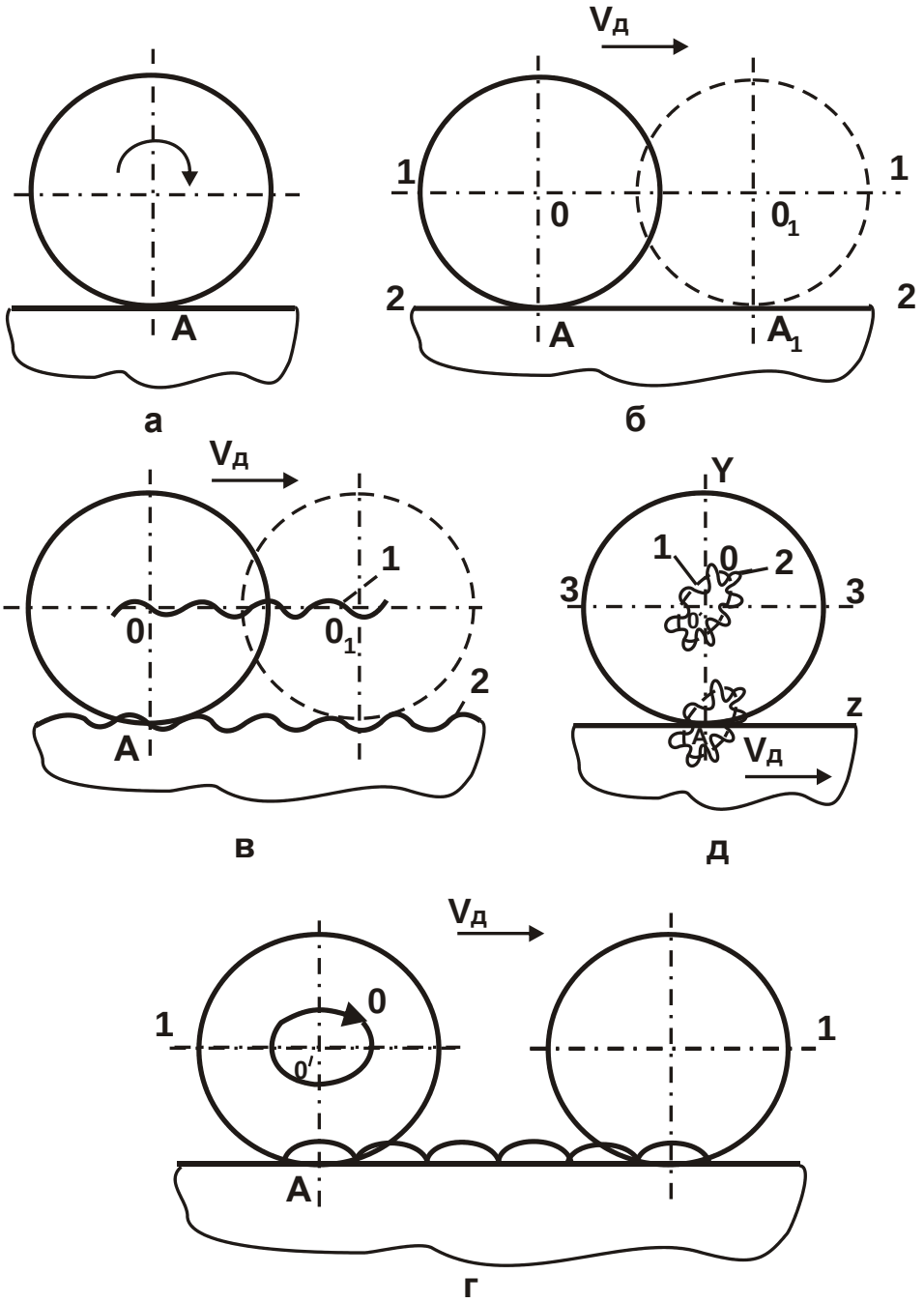


Рисунок 5.4 – Схема траєкторії руху формотворчої точки круга та формування хвилястості на оброблюваній поверхні

В умовах рівномірного синусоїдального переміщення центра круга вздовж осі $O–O_1$ (рис. 5.4, в), точка А (вважаючи круг жорстким тілом) також здійснює синусоїдальні переміщення, формуючи на поверхні криву 2 (без урахування величини радіуса круга).

Відомо, що під час обертання геометрична та фізична осі шпинделя можуть не збігатися з різних причин (наприклад, похибок виготовлення шпинделя, динамічної неврівноваженості). У результаті геометрична вісь шпинделя обертається навколо фізичної осі із швидкістю обертання шпинделя, тобто геометричний центр круга О здійснює кругове або еліпсоїдальне переміщення навколо нерухомої осі О' і рухається вздовж прямої 1–1 (рис. 5.4,г). При цьому "нерухома" точка А периферії буде описувати вже складнішу циклоїдальну криву.

Ця схема відповідає випадку руху та обробки нормальним (суцільним) кругом зі зміщеним центром мас, тобто має місце дисбаланс кругу.

Можливий і складніший варіант, за яким геометричний центр круга О, що здійснює еліпсоїдне переміщення 1 навколо нерухомої осі О, отримує ще додатковий синусоїдальний рух 2 навколо тієї самої осі О' і вся система переміщується вздовж прямої 3–3 (рис. 5.4,д). Формотворююча точка А, здійснюючи такий самий рух, як і точка О (без урахування обертання точки А навколо осі О'), буде описувати в площині YAZ складну квазіциклоїдальну криву.

Можна припустити, що наведений варіант буде відповідати процесу обробки під час переривчастого шліфування, оскільки рух центру мас за еліпсоїдною кривою буде викликаний наявністю його зміщення, а синусоїдальний характер руху викликаний наявністю вимушеної сили, що діє за синусоїдальним законом.

Для визначення виду кривої, що формується на оброблюваній поверхні за методами 2-ої групи динамічних ознак формоутворення (за градацією, запропонованою в роботі [66]), під час обробки абразивним інструментом і застосуванні методів механіки необхідно для формотворюючої точки, що знаходиться на поверхні, задати її координати Y, Z, профіль та траєкторію руху.

5.2.1. Визначення траєкторії руху осі шліфувального круга

Для вирішення задачі визначення траєкторії руху осі шліфувального круга, в першу чергу, необхідно описати рух осі круга (точки О), що здійснюється в площині YAZ (рис. 5.4), за наявності дисбалансу. У загальному вигляді неврівноваженість шпиндельного вузла можна подати через головний вектор неврівноважених сил $\overline{Q}$ [11], що має три

основні складові: $\vec{q}_к$ – конструкційна; $\vec{q}_т$ – технологічна; $\vec{q}_З$ – експлуатаційна неврівноваженості:

$$\overline{Q} = \vec{q}_к + \vec{q}_т + \vec{q}_З,$$

кожна з яких має свої причини утворення.

Конструкційна неврівноваженість $\vec{q}_к$ пов'язана з наявністю лисок, поглиблень конструкції. Виготовлення шліфувальних кругів з переривчастою ріжучою поверхнею, і не завжди пов'язане з цим точне взаємне розташування їх елементів у діаметральному перерізі.

Технологічна неврівноваженість $\vec{q}_т$ – пов'язана з певним допуском на виготовлення елементів шпиндельного вузла (включаючи і шліфувальний круг), а, отже, і не симетричним їх монтажем, наявністю зміщення центру мас шліфувального круга у результаті відхилень форми та неточності складання.

Експлуатаційна неврівноваженість $\vec{q}_З$ пов'язана зі зміною форми і розмірів деталі та шліфувального круга в процесі обробки, а також зі зміщенням центру мас шліфувального круга через нерівномірну щільність його матеріалу.

Наведені неврівноваженості будуть викликати низькочастотні коливання (назвемо їх несучою (основною) частотою) системи "шліфувальний круг – шпиндель", амплітуда якої залежить від величини зміщення центру мас шліфувального круга $A_o = f(E)$, (тобто його дисбалансу), а частота коливань – від кутової швидкості обертання шпинделя $\omega = f(n_{об})$.

Однак головний вектор неврівноважених сил можна звести до мінімально допустимого, за технологічними можливостями, значення через введення в систему додаткових сил, що врівноважують, протилежних за знаком, тобто проведення балансування шліфувального круга або шпиндельного вузла в цілому: $\overline{Q} = -\vec{Q}_д \to \min$.

Складемо диференціальне рівняння руху центру мас шліфувального круга і відносних обертів осі шпинделя біля центру мас для переривчастих кругів, враховуючи виникаючи вимушені коливання, пов'язані із специфічними особливостями шліфування даними кругами.

У запропонованій схемі розрахунку прийнято такі припущення:

1. Система коливається під впливом сил, викликаних переривчастим характером процесу різання. Дане припущення засноване на тому, що в умовах обробки суцільним кругом, на записаних осцилограмах

переміщення центру чітко видно коливання, пов'язані з наявністю сил різання і дисбалансом круга, частота яких відповідає швидкості обертання шпинделя. Тому під час обробки переривчастим кругом на основну складову накладено гармоніку вищого порядку, викликану наявністю ударних сил $F_в$, частота якої відповідає частоті зміни цих сил (тобто кількості робочих виступів на крузі).

Ще однією особливістю шліфування переривчастими кругами є те, що удар, що відбувається в момент дотику робочого виступу круга оброблюваної поверхні, дещо відрізняється від поняття удару, що розглядається в механіці, коли в момент контакту двох пружних тіл, швидкість їх руху змінюється на деяку кінцеву величину і відбувається їх зупинка або відскік. Цей удар характеризується тим, що відбувається ще пластична деформація оброблюваної поверхні та впровадження абразивного зерна, тобто безпосередньо процес різання. Отже, у цьому разі не можна приймати повністю поняття удару як такого. Тому використовується поняття "ударного навантаження", що сприймається тілом.

2. Демпфування в пружній технологічній системі відсутнє.

3. Деталь має абсолютну твердість. Це припущення засноване на тому, що жорсткість магнітного столу, а, отже, і пов'язаної з ним деталі приблизно на 2 порядки вище жорсткості опор шпинделя. Дані динамічних досліджень, наведені в роботах [82, 98], показують, що максимальні коливання спостерігалися у шпинделя верстата в місці встановлення шліфувального круга. Коливання інших елементів пружної системи незначні відносно шпинделя (коливання якого прийнято за одиницю) і становлять: шліфувальної бабки – 0,25 ... 0,4; колони – 0,08 … 0,1; столу – 0,02 … 0,03; хрестового супорта – 0,015 … 0,02, тобто коливання столу можна не враховувати.

4. Шліфувальний круг має постійну форму правильного циліндра. Це припущення засноване на результатах досліджень [82] зношування переривчастих кругів із часом обробки. Порушення макропрофілю поверхні за твірною не відбувається. Радіальне зношування переривчастого круга в часі відбувається рівномірно і наявності хвилястості на поверхні круга не спостерігалося (рис. 5.5).

5. Шпиндель верстата разом із шліфувальним кругом вважаємо жорстким, встановленим на податливих опорах, оскільки вигинальна жорсткість шпинделя значно перевищує жорсткість опор [11].

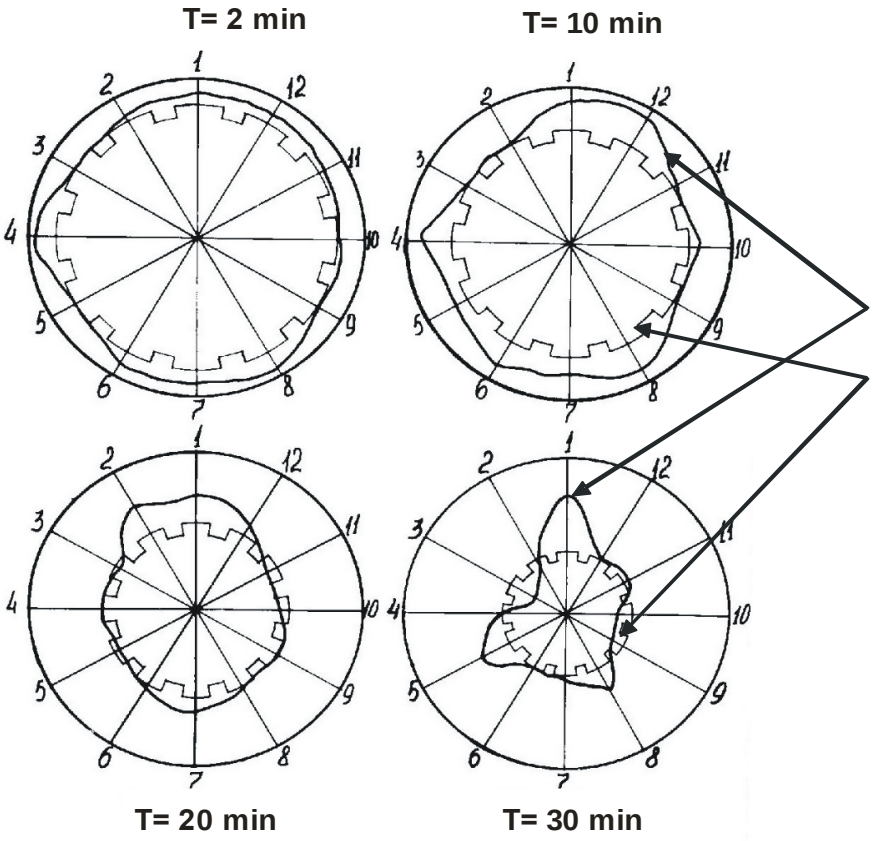


Рисунок 5.5 – Формування профілю робочої поверхні суцільного та переривчастого ($n = 12$ шт., $l = 50$ мм) кругів у середньому перерізі за шириною залежно від часу шліфування [82]

6. Вісь шпинделя поєднана з геометричним центром круга.

На першому етапі встановимо рівняння руху для звичайного шліфувального круга з урахуванням його дисбалансу [11, 82] (рис. 5.6)

Нехай Y_1, Y_2, Z_1, Z_2 є малі переміщення осі шпинделя в опорах під час коливань в радіальному і тангенціальному напрямах (на першій і другій опорах). Переміщення центру С шліфувального круга визначимо через переміщення шпинделя в опорах і в горизонтальній площині:

$$Y_{ск1} = Y_1 \cdot \frac{l_{кр} + X_ц}{X_ц}; \quad Z_{ск1} = Z_1 \cdot \frac{l_{кр} + X_ц}{X_ц},$$

де $X_ц$ – точка перетину осі шпинделя з горизонтальною лінією за умови рівноваги, визначається за методикою, наведеною в роботі [82].

Жорсткість опор позначимо: $C_{в1}$, $C_{в2}$, $C_{г1}$, $C_{г2}$ відповідно у вертикальному та горизонтальному напрямах. Реакції підшипників у напрямах Y та Z, що викликаються малими переміщеннями Y_1, Y_2, Z_1, Z_2, будуть $C_{в1}Y_1$, $C_{в2}Y_2$, $C_{г1}Z_1$, $C_{г2}Z_2$.

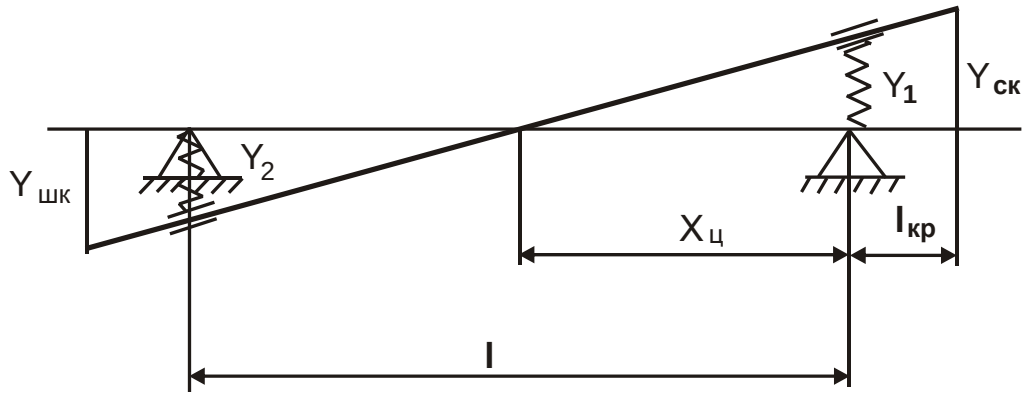


Рисунок 5.6 – Схема радіального переміщення $Y_{ск}$ центру мас шліфувального круга залежно від переміщення осі шпинделя в опорах

Визначальними чинниками вимушених коливань для суцільного круга з урахуванням його дисбалансу будуть сила різання $P_{різ}$ та неврівноважена відцентрова сила $P_{ц.б.}$ (рис. 5.7).

Рівняння, що визначає переміщення центру мас у проекціях на осі Y та Z, має вигляд:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{P}{g}\cdot \ddot{y}_{ск} + C_{в1}\cdot Y_1 - C_{в2}\cdot Y_2 + P_{різ}\cdot \sin\delta + P = P_{ц.б.}\cdot \sin\omega_{кр}t; \\ &\frac{P}{g}\cdot \ddot{z}_{ск} + C_{г1}\cdot Z_1 - C_{г2}\cdot Z_2 + P_{різ}\cdot \cos\delta = P_{ц.б.}\cdot \cos\omega_{кр}t, \end{aligned}\right\}, \quad (5.2)$$

де P – сила тяжіння.

Для повного визначення руху осі шпинделя необхідно ще скласти диференціальні рівняння, що описують повороти осі шпинделя X_1 щодо нерухомих осей X і Z. Відповідно до закону зміни моменту кількості руху, похідна за часом повного моменту кількості руху системи, що рухається, відносно нерухомої осі дорівнює моменту сил відносно тієї самої осі [5]. У результаті пружних деформацій вісь обертання X_1 складає з нерухомими координатними площинами XY та XZ малі кути α та β. Кути повороту осі шпинделя у вертикальній та горизонтальній площинах через переміщення шпинделя в опорах описуються:

$$\alpha = \frac{Y_2 - Y_1}{l}; \qquad \beta = \frac{Z_2 - Z_1}{l}. \quad (5.3)$$

Складові моменту кількості руху щодо осей X_1, Y_1, Z_1:

$$L_{x1} = -I\omega_{кр}; \quad L_{y1} = -I_1\dot{\beta}; \quad L_{z1} = I_1\dot{\alpha}$$

де I – момент інерції шліфувального круга щодо осі X_1;

I_1 – момент інерції шліфувального круга щодо осей OY_1 і OZ_1.

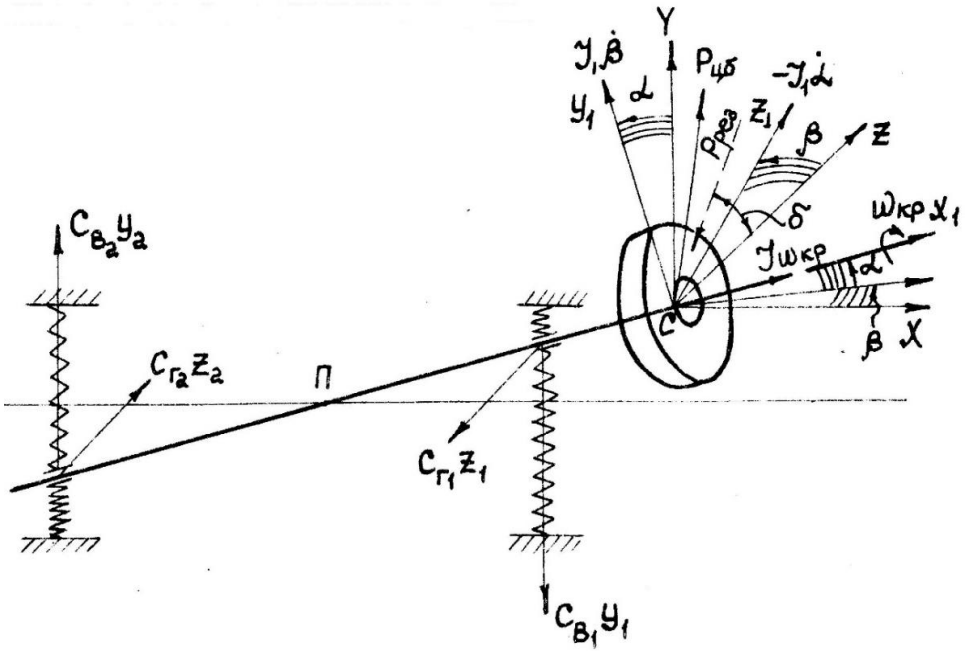


Рисунок 5.7 – Схема діючих сил неврівноваженого консольного шпинделя з шліфувальним кругом

Моменти кількості руху щодо нерухомих осей Y та Z визначимо, спроектувавши на ці осі моменти L_{x1}; L_{y1}; L_{z1}:

$$L_y = L_{y1} + L_{x1}\cdot\alpha = -I_1\beta - I\omega_{кр}\alpha;$$

$$L_z = L_{z1} + L_{x1}\cdot\beta = -I_1\alpha - I\omega_{кр}\beta.$$

Згідно закону зміни моменту кількості руху маємо:

$$M_Y = \frac{d}{dt}L_Y; \qquad M_Z = \frac{d}{dt}L_Z, \tag{5.4}$$

де M_Y, M_Z – відповідно, моменти зовнішніх сил щодо осей Y і Z.

Із урахуванням рівності виразів (5.3) та (5.4) диференціальні рівняння, що описують повороти осі X шпинделя щодо нерухомих осей Y та Z, можна записати:

$$\left.\begin{aligned} M_Z + C_{в1}\cdot Y_1\cdot l_{кр} - C_{в2}\cdot Y_2\left(l + l_{кр}\right) = 0;\\ M_Y - C_{г1}\cdot Z_1\cdot l_{кр} + C_{г2}\cdot Z_2\left(l + l_{кр}\right) = 0. \end{aligned}\right| \tag{5.5}$$

Система диференціальних рівнянь, що описують рухи осі шпинделя шліфувального круга в просторі під дією сил різання та неврівноваженості круга, має вигляд:

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{P}{g}\cdot\left(\ddot{y}_1\frac{l_{кр}+\chi_ц}{\chi_ц}\right)+C_{в1}Y_1-C_{в2}Y_2+P_{рез}\cdot\sin\delta+P=P_{ц.б.}\cdot\sin\omega_{кр}t;\\
&\frac{P}{g}\cdot\left(\ddot{z}_1\cdot\frac{l_{кр}+\chi_ц}{\chi_ц}\right)+C_{г1}Z_1-C_{г2}Z_2+P_{рез}\cdot\cos\delta=P_{ц.б.}\cdot\cos\omega_{кр}t;\\
&l_1\frac{\ddot{y}_2-\ddot{y}_1}{l}+l\omega_{кр}\frac{\dot{z}_1-\dot{z}_2}{l}+C_{в1}Y_1l_{кр}-C_{в2}Y_2\left(l+l_{кр}\right)=0;\\
&l_1\frac{\ddot{z}_1-\ddot{z}_2}{l}+l\omega_{кр}\frac{\dot{y}_1-\dot{y}_2}{l}-C_{г1}Z_1l_{кр}+C_{г2}Z_2\left(l+l_{кр}\right)=0.
\end{aligned}\right\}\quad(5.6)$$

Систему рівнянь (5.6) складено для силової неврівноваженості круга, оскільки встановлено [11, 12], що найбільші відхилення осі викликає силова неврівноваженість, за якою амплітуда вібрацій в 2 ... 3 рази більше амплітуди вібрацій, які викликано моментною неврівноваженістю. За наявності гіроскопічних моментів механічні коливання в площинах YOX та ZOX взаємопов'язані, а отже, плоскі механічні коливання валу неможливі [5].

Шпиндель шліфувального верстата можна розглядати як гіроскоп [11], що обертається навколо полюса П (рис. 5.7), тобто коливання шпинделя, викликані неврівноваженістю, є "прямою" прецесією з кутовою швидкістю, що дорівнює швидкості обертання шпинделя.

Часткове рішення системи диференціальних рівнянь (5.6), що описують коливання шпинделя з кругом під дією сил різання та наявності дисбалансу, має вигляд:

$$\begin{aligned}
Y_1&=y_{10}+B_1\sin\omega_{кр}t;\\
Y_2&=y_{20}+B_2\sin\omega_{кр}t;\\
Z_1&=z_{10}+A_1\cos\omega_{кр}t;\\
Z_2&=z_{20}+A_2\cos\omega_{кр}t,
\end{aligned}\quad(5.7)$$

де y_{10}, y_{20}, z_{10}, z_{20} – переміщення точок осі шпинделя, що лежать у площині опор, викликаних дією сил різання $P_{різ}$ та сили тяжіння круга P (рис. 5.8);

A_1, A_2, B_1, B_2 – амплітуди коливань опор шліфувальної бабки (горизонтальні та вертикальні), що визначаються за теоремою Крамера [7]:

$$A_1=\frac{\Delta A_1}{\Delta};\quad A_2=\frac{\Delta A_2}{\Delta};\quad B_1=\frac{\Delta B_1}{\Delta};\quad B_2=\frac{\Delta B_2}{\Delta},$$

Δ – визначник системи (5.6) чотирьох рівнянь алгебри, отриманих у результаті підстановки рішень (5.7) в систему рівнянь (5.6);

ΔA_1, ΔA_2, ΔB_1, ΔB_2 – визначники шуканих постійних.

Після підстановки та відповідних перетворень отримаємо систему, в якій складові у правій частині, що містять члени y_{10}, y_{20}, z_{10}, z_{20}, можна прийняти рівними нулю, оскільки розглядаються переміщення, пов'язані з урахуванням зміни вимушених сил у часі. Сила різання $P_{різ}$ не впливає на характер руху осі, якщо прийняти її незмінною в часі, а викликає лише одноразове зміщення її, що залишається постійним протягом усього часу шліфування [11].

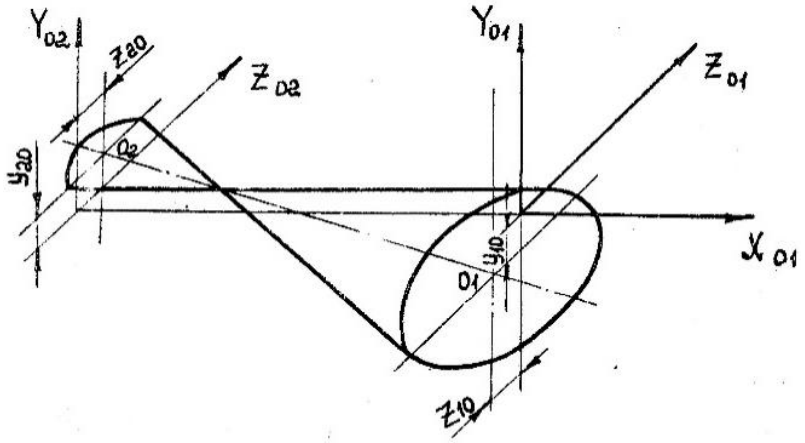


Рисунок 5.8 – Поверхня, що описується віссю шпинделя у просторі під дією дисбалансів шліфувального круга

Сила тяжіння приймається рівномірно розподіленою масою у всьому об'ємі круга. Вхідну в систему силу різання $P_{різ}$ можна подати як будь-яку постійно діючу силу, що змінюється за синусоїдальним законом:

$$P_{різ} = P_0 \cdot \sin\omega t.$$

Тоді, доданок сили різання набуде вигляду:

$$\frac{P_0 \cdot \sin\omega t \cdot \sin\delta}{\sin\omega t} = P_0 \cdot \sin\delta \to (P_y;\ P_z),$$

тобто буде результуючою сил P_y та P_z. Оскільки нас цікавлять лише амплітуди коливань на першій опорі, тобто A_1, B_1, то визначники ΔA_1 і ΔB_1 отримаємо з визначника Δ системи заміною послідовно відповідного стовпця на стовпець:

$$\left(-P_y + P_{ц.б.}\right);$$

$$\left(-P_z + P_{ц.б.}\right);$$

$$0;$$

$$0.$$

Визначник Δ системи:

$$\Delta = \begin{vmatrix} \left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{в1}\right) & \left(-C_{в2}\right) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right) & \left(-C_{г2}\right) \\ \left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{в2} l_{кр}\right) & \left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2} к_2\right) & \left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) & \left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) \\ \left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) & \left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) & \left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г1} l_{кр}\right) & \left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{г2} к_2\right) \end{vmatrix} =$$

$$= \left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{в1}\right)\left[\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) + \left(-C_{г2}\right)\times\right.$$

$$\times\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2} к_2\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l} - C_{г1} l_{кр}\right) - \left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\times$$

$$\left.\times\left(-C_{г2}\right) - \left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{г2} к_2\right)\cdot\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2} к_2\right)\cdot\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right)\right] - \left(C_{В2}\right)\times$$

$$\times\left[\left(\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) + \left(-C_{г2}\right)\times\right.$$

$$\times\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{в1} l_{кр}\right)\cdot\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г1} l_{кр}\right) - \left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\times$$

$$\times\left(-C_{г2}\right) - \left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{г2} к_2\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{в2} l_{кр}\right)\times \qquad (5.8)$$

$$\left.\times\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right)\right]$$

Визначники ΔB_1 і ΔA_1:

$$\Delta B_1 = \left(-P_y + P_{ц.б}\right)\left[\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г2}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) + \left(-C_{г2}\right)\times\right.$$
$$\times\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2}к_2\right)\cdot\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г1}l_{кр}\right) - \left(-C_{г2}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\times$$
$$\times\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) - \left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{г1}\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2}к_2\right)\times$$
$$\left.\times\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г2}к_2\right)\right] - \left(-C_{в2}\right)\times$$
$$\times\left[\left(-P_z + P_{ц.б}\right) - \left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г2}к_2\right) - \left(-P_z + P_{ц.б}\right)\times\right.$$
$$\left.\times\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l}\right] \qquad (5.9)$$

$$\Delta A_1 = \left(-P_z + P_{ц.б}\right)\times\left[\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{в1}\right)\cdot\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2}к_2\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{г2}к_2\right) + \right.$$
$$+\left(-C_{в2}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) - \left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\cdot\left(-\frac{P\omega_{кр}^2 к_1}{g} + C_{в1}\right) -$$
$$-\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{г2}к_2\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{в2}l_{кр}\right)\cdot\left(-C_{в2}\right)\left.\right] + \left(-C_{г2}\right)\times$$
$$\times\left[\left(-P_y + P_{ц.б}\right)\cdot\left(\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} + C_{в2}l_{кр}\right)\cdot\left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right) - \left(-\frac{l\omega_{кр}^2}{l}\right)\times\right.$$
$$\left.\times\left(-\frac{l_1\omega_{кр}^2}{l} - C_{в2}l_{кр}\right)\cdot\left(-P_y + P_{ц.б}\right)\right] \qquad (5.10)$$

У наведених залежностях (5.8) – (5.10):

$$к_1 = \frac{l_{кр} + x_ц}{x_ц}; \qquad к_2 = l + l_{кр}.$$

Для визначення рівнянь руху точок, що належать осі шпинделя і розташовані відповідно у поперечних площинах опор Y_1OZ_1 і Y_2OZ_2, із залежностей (4.7) виключимо параметр t, після чого отримаємо:

$$\frac{(y_1 - y_{10})^2}{B_1^2} + \frac{(z_1 - z_{10})^2}{A_1^2} = 1; \qquad \frac{(y_2 - y_{20})^2}{B_2^2} + \frac{(z_2 - z_{20})^2}{A_2^2} = 1. \qquad (5.11)$$

Рівності (5.11) є канонічні рівняння еліпсів з початком координат відповідно в точках O_1 (y_{10}; z_{10}) і O_2 (y_{20}; z_{20}). Отже, кінець осі шпинделя, у результаті складання гіроскопічних коливань у вертикальному та горизонтальному напрямах, під дією неврівноважених сил описуватиме еліптичну траєкторію [11].

Виконані раніше дослідження [46, 112] показали, що під час шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею на основну складову коливань круга (рис. 5.9), пов'язану з його дисбалансом, накладається ще гармоніка вищого порядку (рис. 5.10), що виникає під дією вимушеної сили $F_в$ (тобто ударного навантаження) (рис. 5.11), пов'язаної із специфічними умовами обробки даними кругами.

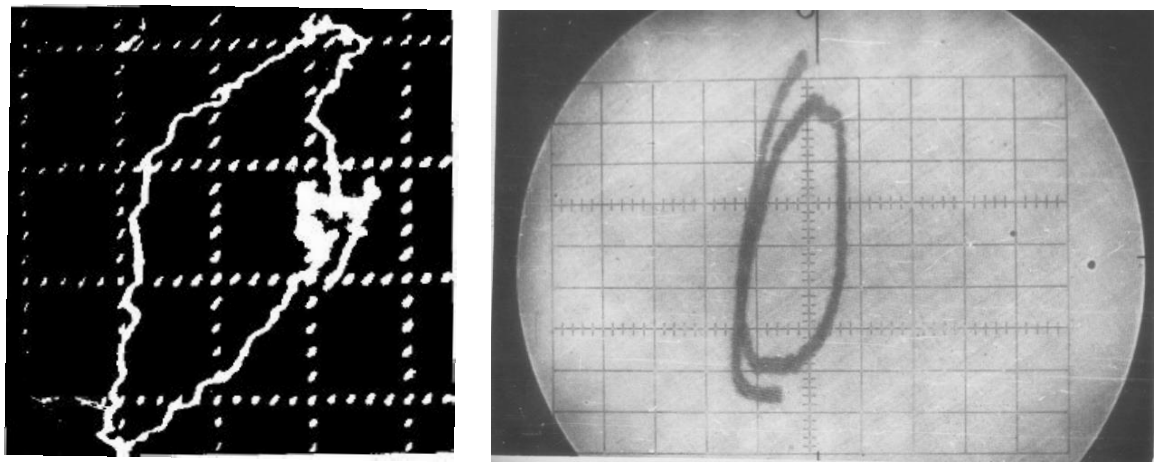
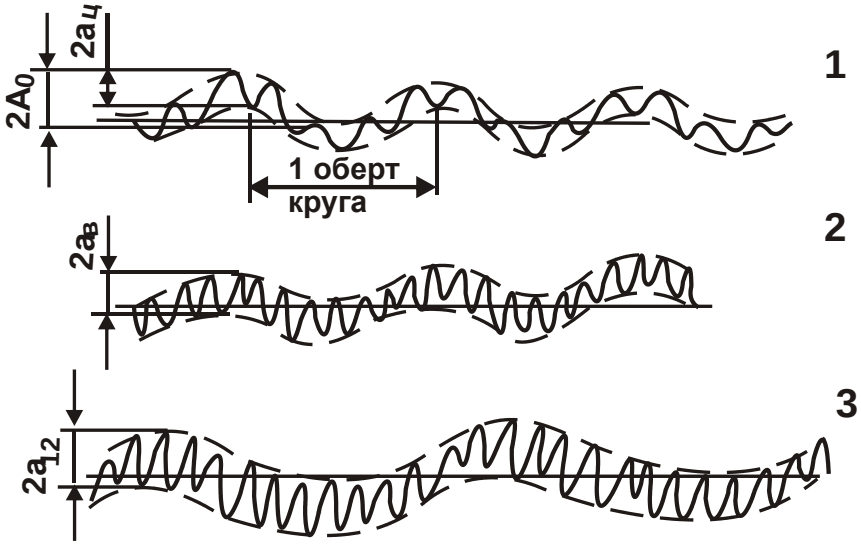


Рисунок 5.9 – Осцилограма переміщень центра круга
під час холостого обертання внаслідок дисбалансу

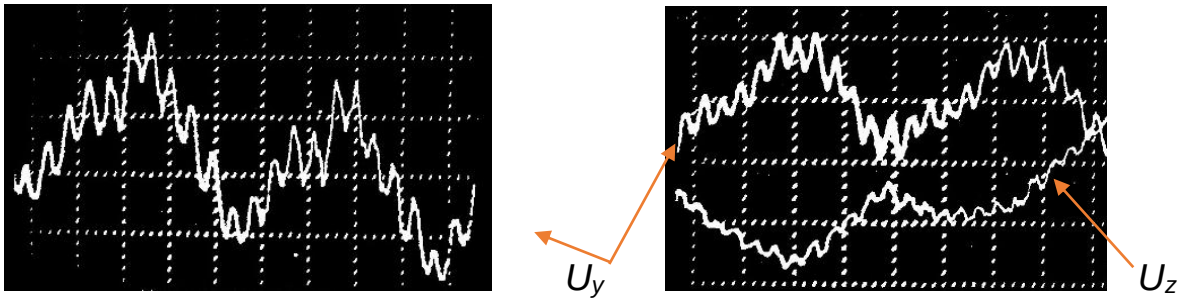
Наявність ударного навантаження підтверджується тим, що характерною особливістю реакції системи на ударне збудження є вихідний сигнал після закінчення вхідної дії (так званий ефект ударної післядії) [69]. На наведеній осцилограмі видно, що в момент зіткнення (удару) робочого виступу круга з оброблюваною поверхнею відбувається сплеск складових F_i. За час проходження виступу (τ_1), в процесі знімання металу, відбувається поступове згасання коливань у зв'язку зі збільшенням натягу в технологічній системі. У момент проходження вирізу круга (τ_2) відбувається різке усунення натягу та сплеск амплітуди у зворотному напрямі.

Після подання вимушеної сили $F_в$ у вигляді двох складових (радіальної та тангенціальної) F_{By} та F_{Bz} і розклавши їх у ряд Фур'є,

розглянемо певні гармоніки: $F_{By} = B\sin\omega_1 t$; $F_{Bz} = A\sin\omega_1 t$, де A, B – амплітудні значення складових сил F_{Bz} і F_{By}.



а



б в

Рисунок 5.10 – Зразок запису вібропереміщень (а) та осцилограми переміщень під час обробки переривчастими кругами з 10 (б) та 12 (в) виступами

Рівняння руху центру круга під дією ударного навантаження у площині YOZ:

$$\begin{cases} \ddot{y} + \omega^2 y = B\sin\omega_1 t; \\ \ddot{z} + \omega^2 z = A\sin\omega_1 t. \end{cases} \qquad (5.12)$$

Часткове рішення цієї системи має вигляд:

$$\begin{cases} y^* = C_1 \cdot \sin\omega_1 t; \\ z^* = C_2 \cdot \sin\omega_1 t. \end{cases} \qquad (5.13)$$

Після підстановки (5.13) в (5.12):

$$\begin{cases} -C_1\omega_1^2 + \omega^2 C_1 = B; \\ -C_2\omega_1^2 + \omega^2 C_2 = A, \end{cases} \tag{5.14}$$

визначимо коефіцієнти C_1 і C_2 системи: $C_1 = \dfrac{B}{\omega^2 - \omega_1^2}$; $C_2 = \dfrac{A}{\omega^2 - \omega_1^2}$,

і, після підстановки їх у залежності (5.13), визначимо переміщення осі під дією гармонійної вимушеної сили $F_в$:

$$\left| \begin{array}{l} y^* = \dfrac{B}{\omega^2 - \omega_1^2} \cdot \sin\omega_1 t; \\ z^* = \dfrac{A}{\omega^2 - \omega_1^2} \cdot \sin\omega_1 t. \end{array} \right. \tag{5.15}$$

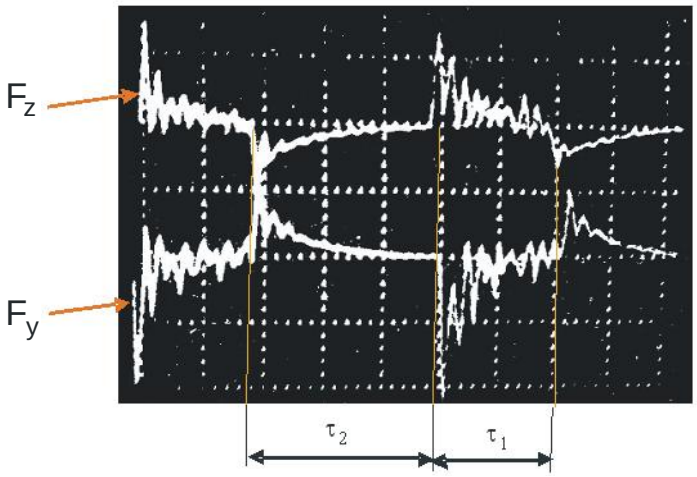


Рисунок 5.11 – Осцилограми ударного навантаження, що виникає в процесі шліфування (τ_1 – час проходження робочого виступу круга; τ_2 – час проходження вирізу круга)

Іншими словами, під дією гармонійної вимушеної сили вісь шпинделя щодо еліпсоїдної кривої здійснюватиме ще й гармонійні синусоподібні коливання. Отже, на підставі принципу суперпозиції під час шліфування переривчастими кругами центр мас круга описуватиме в площині перерізу (YOZ), перпендикулярному до осі шпинделя, складну замкнуту криву, що аналітично описується залежностями:

$$\begin{cases} Y = B_{св} \cdot \sin\omega_0 t_c + U_y \cdot \sin\omega_B t_c \cdot \sin\omega_0 t_c; \\ Z = A_{сг} \cdot \cos\omega_0 t_c + U_z \cdot \sin\omega_B t_c \cdot \cos\omega_0 t_c, \end{cases} \tag{5.16}$$

які визначають положення центру мас круга в момент часу t_c щодо нерухомих координат O′Y і O′Z (рис. 5.4,д), де $A_{сг}$, $B_{св}$ – амплітуди горизонтальних та вертикальних (відповідно) коливань, пов'язаних з дисба-

лансом круга; U_y, U_z – амплітуди вимушених радіальних і тангенціальних коливань, пов'язаних з дією вимушеної сили; ω_0, $\omega_в$ – відповідно, частоти основної та високочастотної складової вимушених коливань. Система залежностей (5.16) визначає координати руху осі шліфувального круга в площині перерізу, перпендикулярному осі шпинделя, під дією сил, що виникають, з урахуванням амплітуди і частоти коливань.

Теоретично розрахована за системою залежностей (5.16) траєкторія переміщення геометричного центру круга з урахуванням діючих чинників (режимів обробки, відповідних сил різання, величин ударного навантаження) наведена на рис. 5.12. Введена у розрахунках величина дисбалансу прийнята гранично допустимою для цього круга.

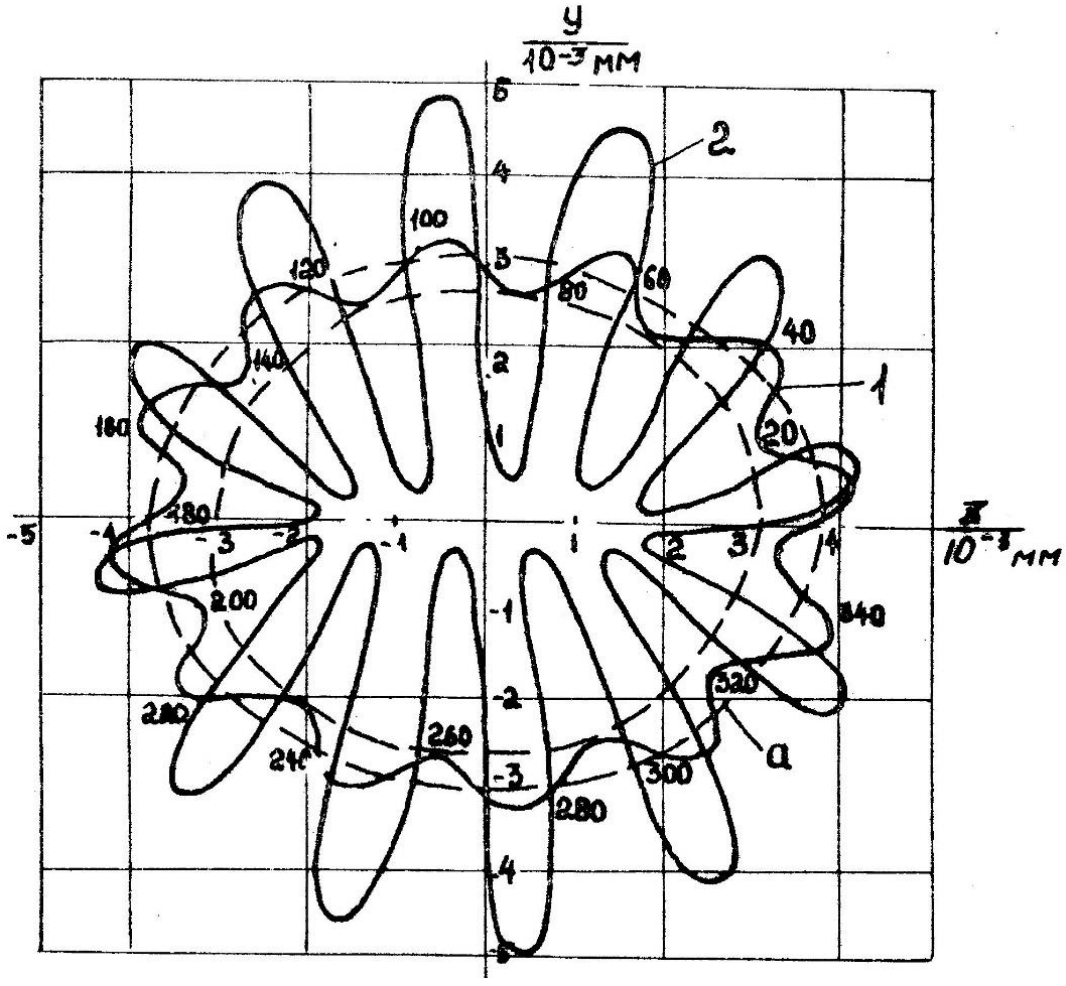
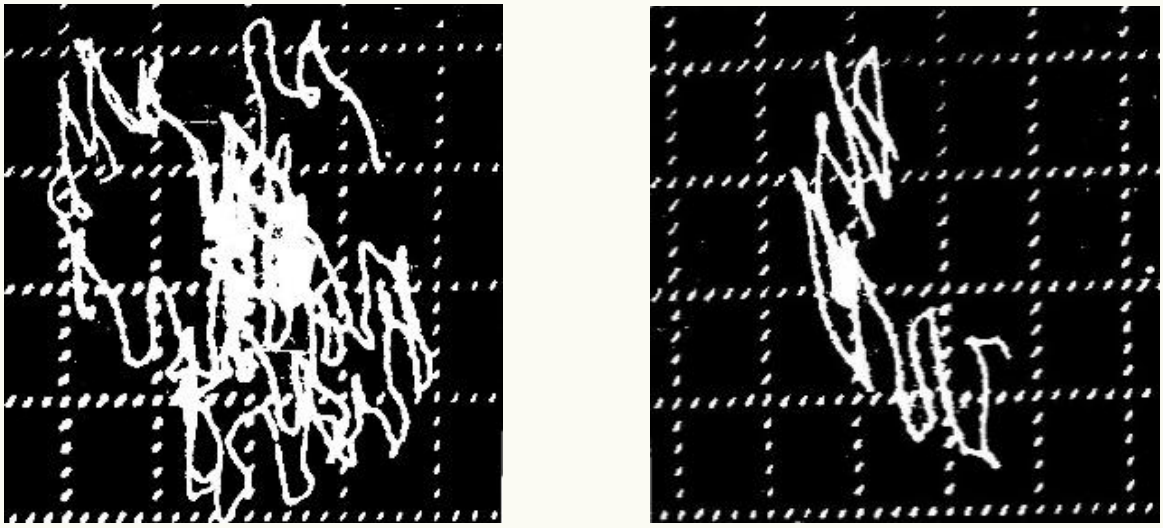


Рисунок 5.12 – Траєкторія переміщення центру переривчастого круга з 12 вирізами в площині YOZ, перпендикулярної осі шпинделя (розрахованої за один оберт), за різних режимів обробки (крива №1 – за умови $V_д = 0{,}05$ м/с, $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м; крива №2 – за умови $V_д = 0{,}3$ м/с, $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м)

На рис. 5.12 видно, що під дією перерахованих вище чинників центр круга описує достатньо складну траєкторію. Рухаючись еліпсоїдною кривою (а), він здійснює ще синусоподібні переміщення відносно цієї кривої. Зі збільшенням режимів обробки, збільшується і амплітуда синусоїдальних переміщень. Теоретично розрахована траєкторія аналогічна траєкторії переміщення для переривчастих кругів, яку записано на екрані осцилографа експериментально (рис. 5.13, рис. 5.14).



а б

Рисунок 5.13 – Осцилограми вібропереміщень центру круга:
а) крива вібропереміщень під час обробки кругом з 10 робочими виступами; б) частина оберту круга з 10 робочими виступами

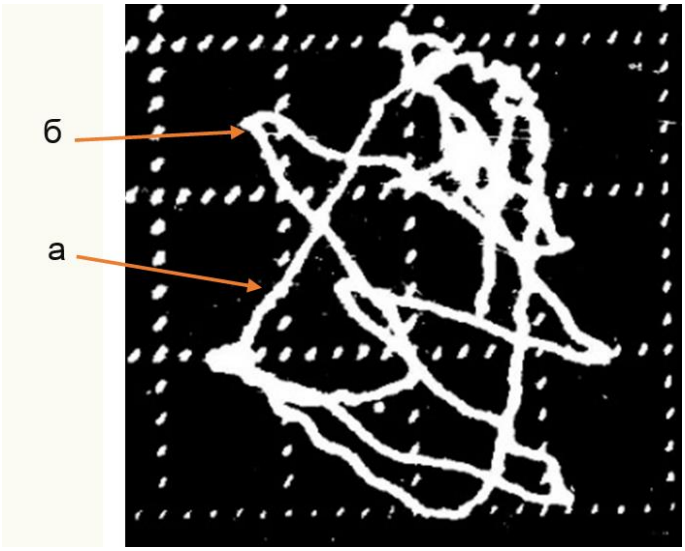


Рисунок 5.14 – Траєкторія, що описується центром круга під час холостого обертання (а), під час шліфування (б) кругом з 4 робочими виступами

Під час холостого обертання (рис. 5.9, рис. 5.14,а), внаслідок наявності дисбалансу, центр круга здійснює еліпсоподібні переміщення. У процесі шліфування, під дією робочих виступів круга його центр, рухаючись за замкнутою траєкторією, одночасно здійснює ще додаткові синусоподібні переміщення відносно цієї траєкторії (рис. 5.13, рис. 5.14,б).

На наведених осцилограмах наочно видно, що кількість цих додаткових переміщень залежить від кількості робочих виступів на переривчастому крузі. Наприклад, під час обробки переривчастим кругом з 4 робочими виступами, добре видно 4 піки в ході переміщення (рис. 5.14, крива б). На рис. 5.13, б записано частину обороту під час обробки кругом з 10 робочими виступами.

Знаючи рух центру мас круга, можна перейти до розгляду моделі утворення хвилястості на оброблюваній поверхні, що формується формотворчою точкою периферії круга під час шліфування переривчастими кругами з урахуванням їх конструктивних особливостей. Однак для визначення координат (X, Y) у залежностях (5.16) руху осі необхідно розрахувати ще величину амплітуди високочастотних вимушених коливань (U_y, U_z).

5.2.2. Визначення амплітуди високочастотних вимушених коливань

Як встановлено раніше, під час переривчастого шліфування на систему діє гармонійна вимушена сила, пов'язана із специфічними особливостями шліфування (переривчастим характером різання). Оскільки частота вимушеної цієї сили не залежить від маси і пружності системи і може бути задана довільно, то частота вимушених коливань системи дорівнюватиме частоті вимушеної сили [66, 69, 71], яка, у свою чергу, буде залежати від конструкції круга (тобто кількості вирізів на ньому) і за заданої постійної кутової швидкості обертання шпинделя $\omega_в = f(n)$ для даного круга буде величиною постійною.

Величина амплітуди вимушених коливань буде функцією від величини вимушеної сили $U = f(F_в)$, що залежить, у свою чергу, від конструкції круга (кількості і довжини робочих виступів), режимів обробки, оброблюваного матеріалу:

$$F_в = f(к,\ V_д,\ t,\ \mu),$$

де к – конструкція круга;

$V_д$ – швидкість поздовжньої подачі;

t – глибина різання;

μ – оброблюваний матеріал.

Амплітуду вимушених коливань визначимо так. Рівняння вигнутої осі стержня (шпинделя) має вигляд:

$$EIy^{IV} = F\rho\ddot{y},$$

де F – площа поперечного перерізу стержня, м^2;

ρ – щільність матеріалу стержня, кг/м^3.

Граничні умови $y(0,\ t) = y(l,\ t) = 0$;

$$\left.\begin{aligned} EIy''(0,\ t) &= -M(t) + I_0\ddot{y}'(0,\ t); \\ EIy''(l,\ t) &= -I_l\ddot{y}'(l,\ t). \end{aligned}\right| \qquad (5.17)$$

Після підпорядкування граничним умовам (5.17) і розкладання функції M(t) в ряд за гармоніками (переміщення кінця шпинделя з кругом), розглянемо одну з них:

$$M(t) = M_n \cos(\omega_n t + \varphi).$$

Відповідно, часткове рішення будемо шукати у вигляді $y = x(t)$:

$$y_n = \sum \left(A_n \cdot \cos\omega_n t + B_n \cdot \sin\omega_n t\right) \cdot \left[C_1^{(n)} \cdot ch\left(к\sqrt{\omega_n} \cdot x\right) + C_2^{(n)} \cdot ch\left(к\sqrt{\omega_n} \cdot x\right) + C_3^{(n)} \cdot \cos\left(к\sqrt{\omega_n} \cdot x\right) + C_4^{(n)} \cdot \sin\left(к\sqrt{\omega_n} \cdot x\right)\right] \qquad (5.18)$$

Оскільки справедливі умови:

$$A_n \cdot \cos(\omega_n t) + B_n \cdot \sin(\omega_n t) = C_n \sin(\omega_n t + \varphi_n); \quad C_n = \sqrt{A_n^2 + B_n^2} = 1,$$

то перший множник у залежності (5.18) дорівнюватиме 1 і часткове рішення зведеться до знаходження постійних $C_1^{(n)}$ ... $C_4^{(n)}$, де $к = \sqrt{\frac{F\rho}{EI}}$ – частота вільних коливань стержня; ω_n – частота вимушених високочастотних коливань стержня; E – модуль пружності матеріалу стержня, Н/м^2; I – момент інерції поперечного перерізу стержня відносно нейтральної осі перерізу, перпендикулярної до площини коливань, м^4; EI – жорсткість на вигин стержня, Нм^2; $x = l_{кр}$ – відстань від центру маси круга до опори (рис. 5.15); A_n, B_n, $C_1^{(n)}$ ... $C_4^{(n)}$ – коефіцієнти, що залежать від частоти вимушених коливань стержня.

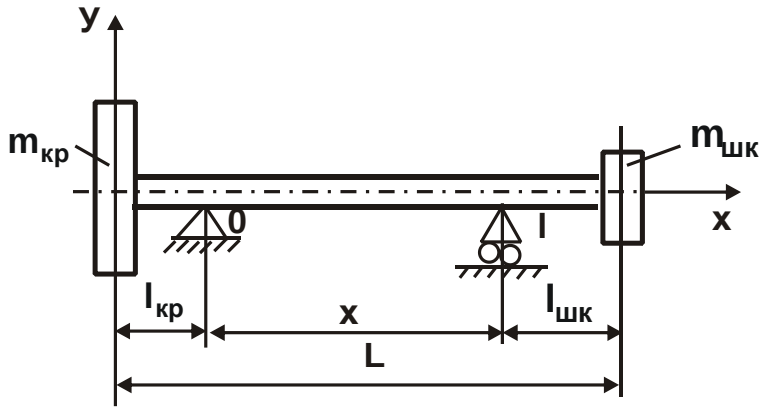


Рисунок 5.15 – Розрахункова схема шпиндельного вузла ($m_{кр}$ – маса круга; $m_{шк}$ – маса шківа; m – маса шпинделя)

Виходячи з граничних умов (5.17), отримаємо систему чотирьох рівнянь (5.19) n-ої гармоніки для визначення постійних умов $C_1^{(n)}$ ... $C_4^{(n)}$:

$$\begin{cases} C_1^{(n)} + C_3^{(n)} = 0; \\ EI\kappa^2\omega_n \cdot \left(C_1^{(n)} - C_3^{(n)}\right) + I_0\omega_n^2\kappa\sqrt{\omega_n} \cdot \left(C_2^{(n)} + C_4^{(n)}\right) = -M(t); \\ C_1^{(n)} \cdot ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) + C_2^{(n)} \cdot ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) + C_3^{(n)}\cos\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) + C_4^{(n)}\sin\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) = 0; \\ C_1^{(n)}\left[ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) - P_l ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right)\right] + C_2^{(n)}\left[ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) - P_l ch\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right)\right] + \\ + C_3^{(n)}\left[-\cos\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) + P_l \sin\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right)\right] - C_4^{(n)}\left[\sin\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right) + P_l \cos\left(\kappa\sqrt{\omega_n}l\right)\right] = 0, \end{cases} \quad (5.19)$$

де $M(t)$ – вигинальний момент;

$$M_n = F \cdot l_{кр}; \quad (5.20)$$

$$P_l = \frac{l_l\omega_в^2}{\kappa\sqrt{\omega_n}EI};$$

l_l – момент інерції на шківі;

l_0 – момент інерції на крузі.

Вирішуючи систему рівнянь (5.19), визначаємо коефіцієнти $C_1^{(n)}$ ... $C_4^{(n)}$ і після підстановки їх у залежність (5.18), знаходимо амплітуду вимушених коливань. Розрахунок амплітуди радіальних (U_y) і тангенціальних (U_z) вимушених високочастотних коливань виконується за однією і тією самою методикою із заміною в рівнянні (5.20), відповідно, радіальної (F_y) та тангенціальної (F_z) складових вимушеної сили.

Вплив переривчастості процесу на величину ударного навантаження і амплітуду високочастотних вимушених коливань. Виконані експериментальні дослідження показали залежність амплітуди та частоти вимушених високочастотних коливань від величини ударного навантаження (F_i), що безпосередньо залежить від конструкції круга та режимів обробки.

За постійної швидкості обертання круга ($f = 45{,}48$ Гц) (на даному обладнанні) частота проходження ударних імпульсів буде відбуватися з частотою вимушеної сили ($f_в = кf$) (залежить від кількості робочих виступів). Із їх збільшенням частота імпульсів збільшується. Наприклад, для переривчастих кругів із 4 робочими виступами $f_в = 181{,}9$ Гц; із 8 робочими виступами $f_в = 363{,}8$ Гц; із 12 робочими виступами – $f_в = 545{,}8$ Гц.

Експериментальні дані залежності величини ударного навантаження від режимів обробки та конструкції круга подано на рис. 5.16 і рис. 5.17.

Загальним для всіх залежностей є збільшення ударного навантаження із підвищенням режимів обробки.

Зі збільшенням швидкості столу збільшується відносна швидкість зіткнення ріжучої кромки інструменту з оброблюваною поверхнею, збільшується імпульс сили і кінетична енергія тіл під час їх зіткнення, що залежить від швидкості:

$$E_0 = \frac{M \cdot V_0^2}{2}. \qquad (5.21)$$

У той же час, внаслідок замкнутості системи "процес різання – ЕУС" зміна кінетичної енергії удару (E_0), відповідно до залежності:

$$A^2 = \frac{2 \cdot E_0}{m\omega^2}, \qquad (5.22)$$

викликає зміну амплітуди коливань (А) (рис. 5.18), що призводить до збільшення ударного навантаження:

$$F_{max} = \left(\frac{E_0}{b} \cdot \frac{1+n}{n} \right)^{\frac{1}{1+n}}, \qquad (5.23)$$

де n – коефіцієнт динамічної силової характеристики, що залежить від форми тіл, що ударяються один з одним;

b – коефіцієнт податливості деформованого елемента, що залежить від властивостей матеріалів та конфігурації деформованого елемента.

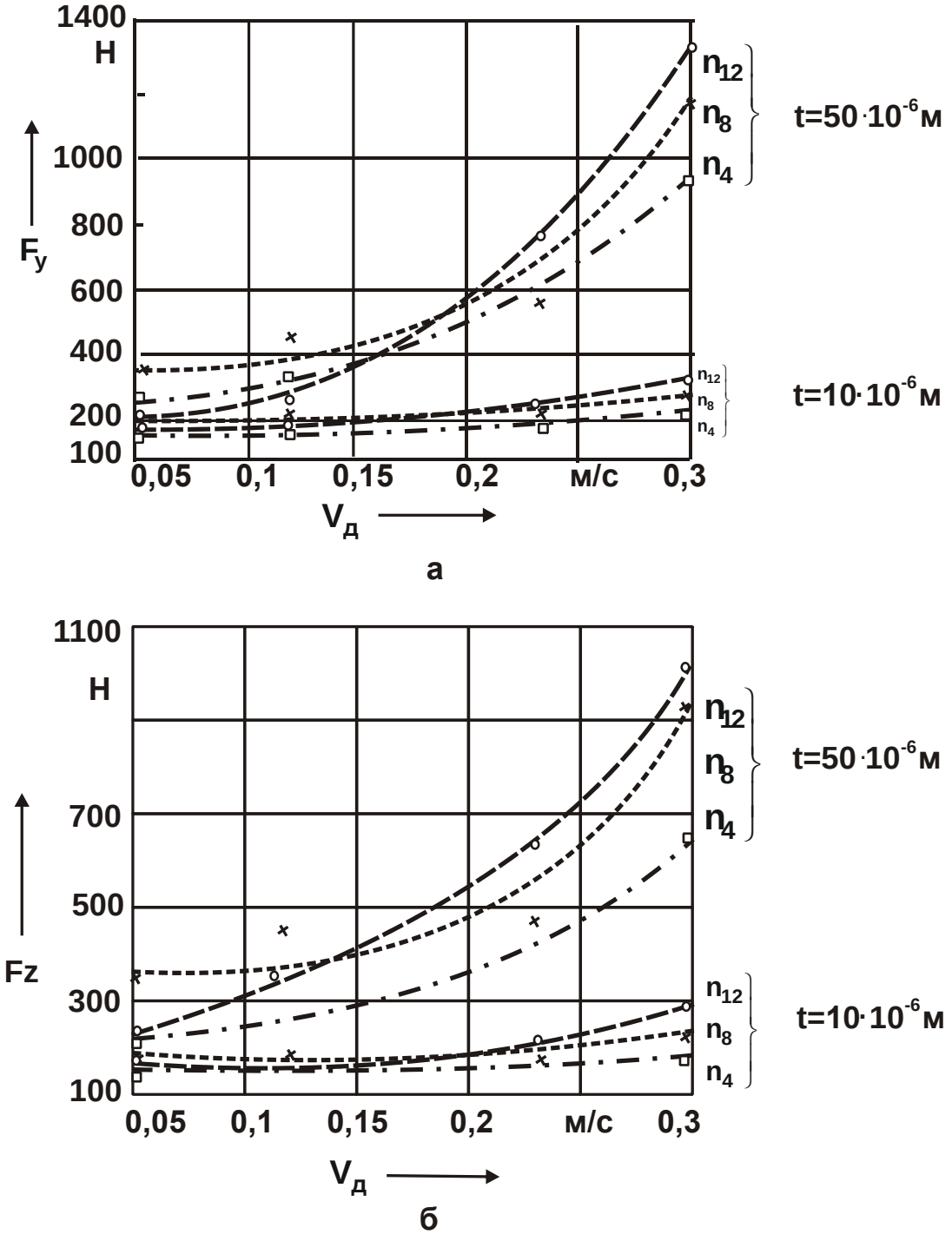
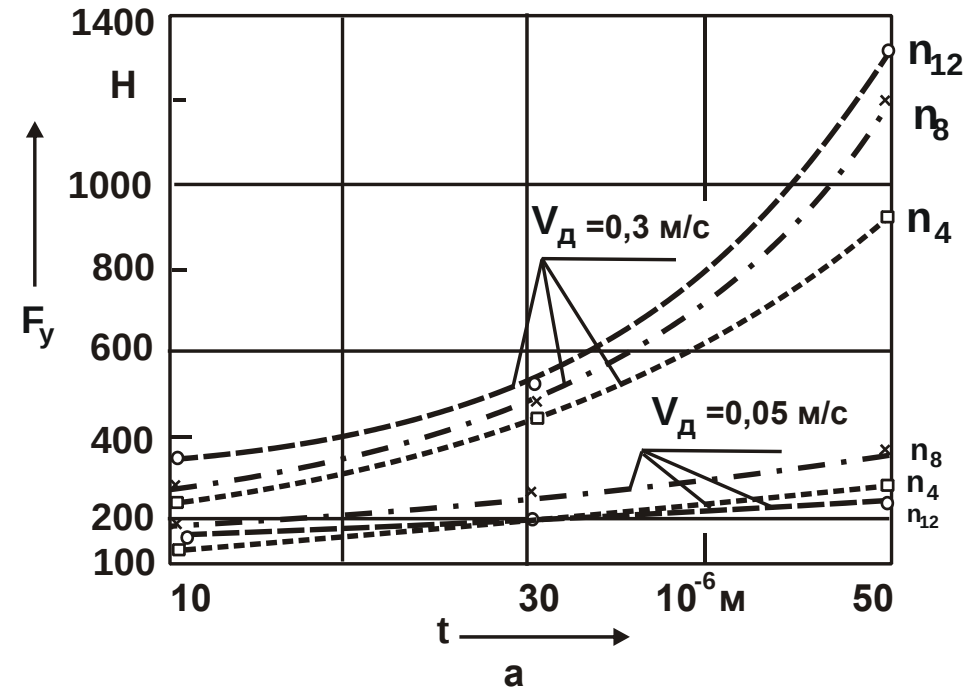
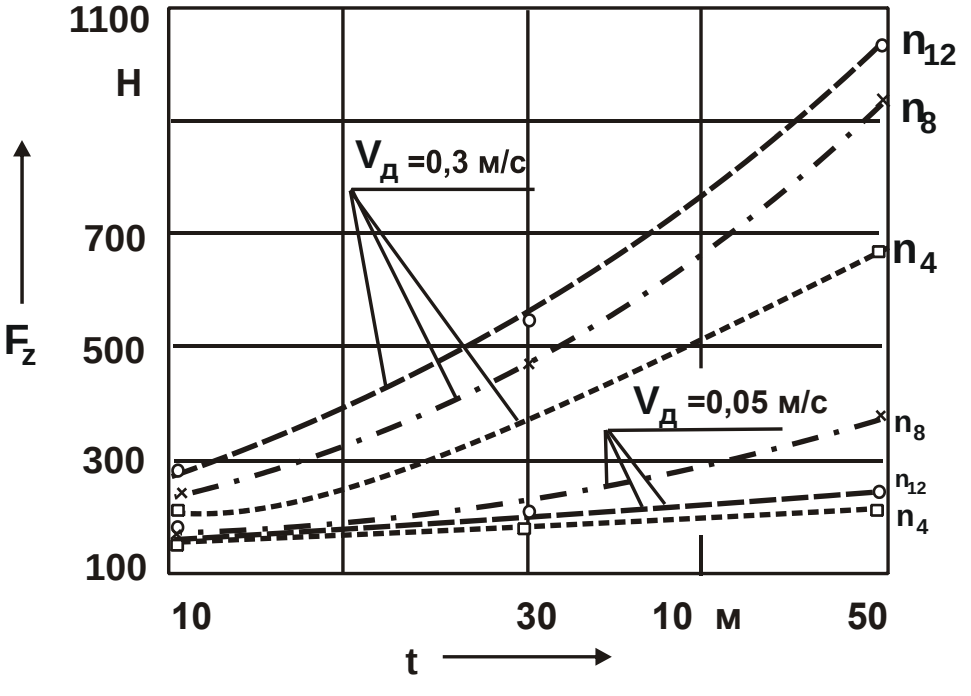


Рисунок 5.16 – Залежності радіальної F_y та тангенціальної F_z складових ударного навантаження від швидкості деталі та конструкції круга (n_4, n_8, n_{12} – переривчастий круг із 4, 8 та 12 робочими виступами, відповідно)



а



б

Рисунок 5.17 – Вплив конструкції круга та глибини шліфування на величину радіальної F_y та тангенціальної F_z складових ударного навантаження

Зі збільшенням глибини та поздовжньої подачі під час шліфування відбувається зниження ступеня стійкості всієї системи, що також призводить до збільшення рівня коливань та енергії удару. За невели-

ких значень режимів обробки (наприклад, $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м і $V_д = 0{,}05$ м/с), зміна величини ударного навантаження, для різних конструкцій круга – незначна.

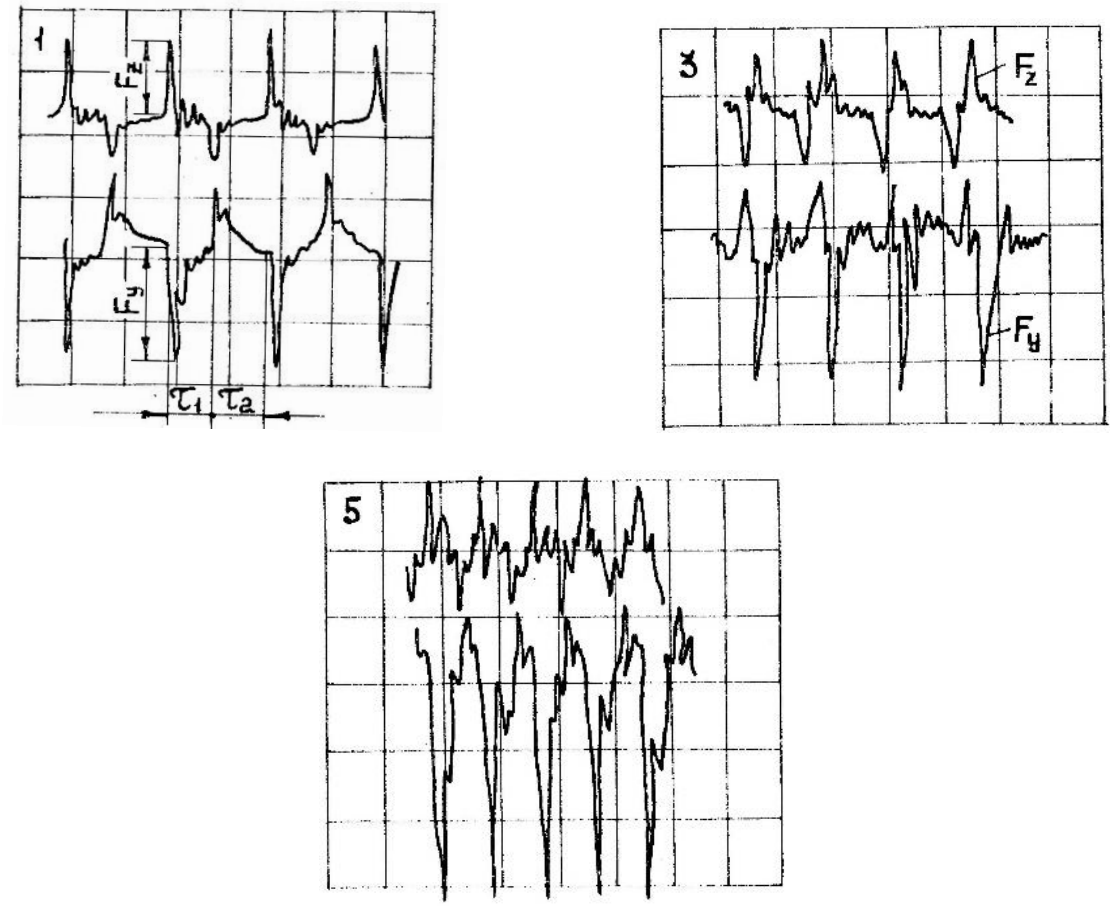


Рисунок 5.18 – Зміна частоти слідування ударного навантаження та його амплітуди від конструкції круга (1 – переривчастий круг із 2 робочими виступами ($V_д = 0{,}17$ м/с; $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м, посилення $F_z = 1$ В/поділ, $F_y = 2$ В/поділ); 3 – круг із n = 8 робочими виступами; 5 – круг із n = 12 робочими виступами ($V_д = 0{,}3$ м/с; $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м; посилення F_z (F_y)= 5 В/поділ))

Суттєві відмінності та збільшення ударного навантаження спостерігаються за одночасним збільшенням швидкості поздовжньої подачі та глибини обробки ($V_д = 0{,}3$ м/с; $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м). Так, наприклад, для $V_д = 0{,}05$ м/с і $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м величина ударного навантаження для переривчастих кругів (рис. 5.16) коливається в межах $F_y = 176$ ... 200 Н,

$F_z = 177$ ... 199 Н і становить 9 ... 13 %. Зі збільшенням поздовжньої швидкості столу і глибини обробки відмінності вже суттєві та становлять $F_y = 930$ ... 1339 Н, $F_z = 684$ ... 1029 Н, тобто різниця у величині ударного навантаження досягає приблизно 50 ... 55 %.

Із наведених графіків (рис. 5.16 і рис. 5.17) видно, що у кругів із 12 вирізами величина ударного навантаження більше, ніж у кругів із 4 та 8 вирізами ($V_д = 0{,}3$ м/с, $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м). Це пояснюється тим, що зі збільшенням частоти коливань збільшується кінетична енергія маси, що коливається, а, отже, і величина удару, що підтверджується наведеними вище залежностями (5.3) і записом осцилограм ударного навантаження (рис. 5.18).

Зі зміною кількості виступів (2, 8, 12) змінюється час проходження ударних імпульсів (осцилограма 1, 3, 5) та величина амплітуди ударного навантаження.

Як вже було встановлено раніше, дія ударного навантаження викликає коливання шліфувального круга певної амплітуди та частоти (наприклад, для круга із 4 робочими виступами – $f_в = 181{,}9$ Гц; із 8 робочими виступами – $f_в = 363{,}8$ Гц; із 12 робочими виступами – $f_в = 545{,}8$ Гц) [74, 82].

Експериментальні дані впливу режимів обробки на амплітуди високочастотних вимушених коливань (рис. 5.19) показали, що зі зміною режимів обробки (збільшенням глибини та швидкості поздовжньої подачі столу) амплітуди високочастотних складових коливань збільшуються.

Відповідно до наявної залежності, амплітуда обернено пропорційна квадрату зміни частоти коливань. Тому амплітуда коливань у круга із 8 робочими виступами більша, ніж у кругів із 12 робочими виступами. Це можна пояснити тим, що частота ударного навантаження близька до частоти резонансу, в результаті чого високочастотна складова коливань різко зростає.

Відомо, що у разі роботи в області резонансу необхідно зменшувати жорсткість демпфуючої маси, щоб збільшити коефіцієнт відносного демпфування.

Зі збільшенням глибини шліфування у зв'язку зі збільшенням натягу в технологічній системі жорсткість збільшується.

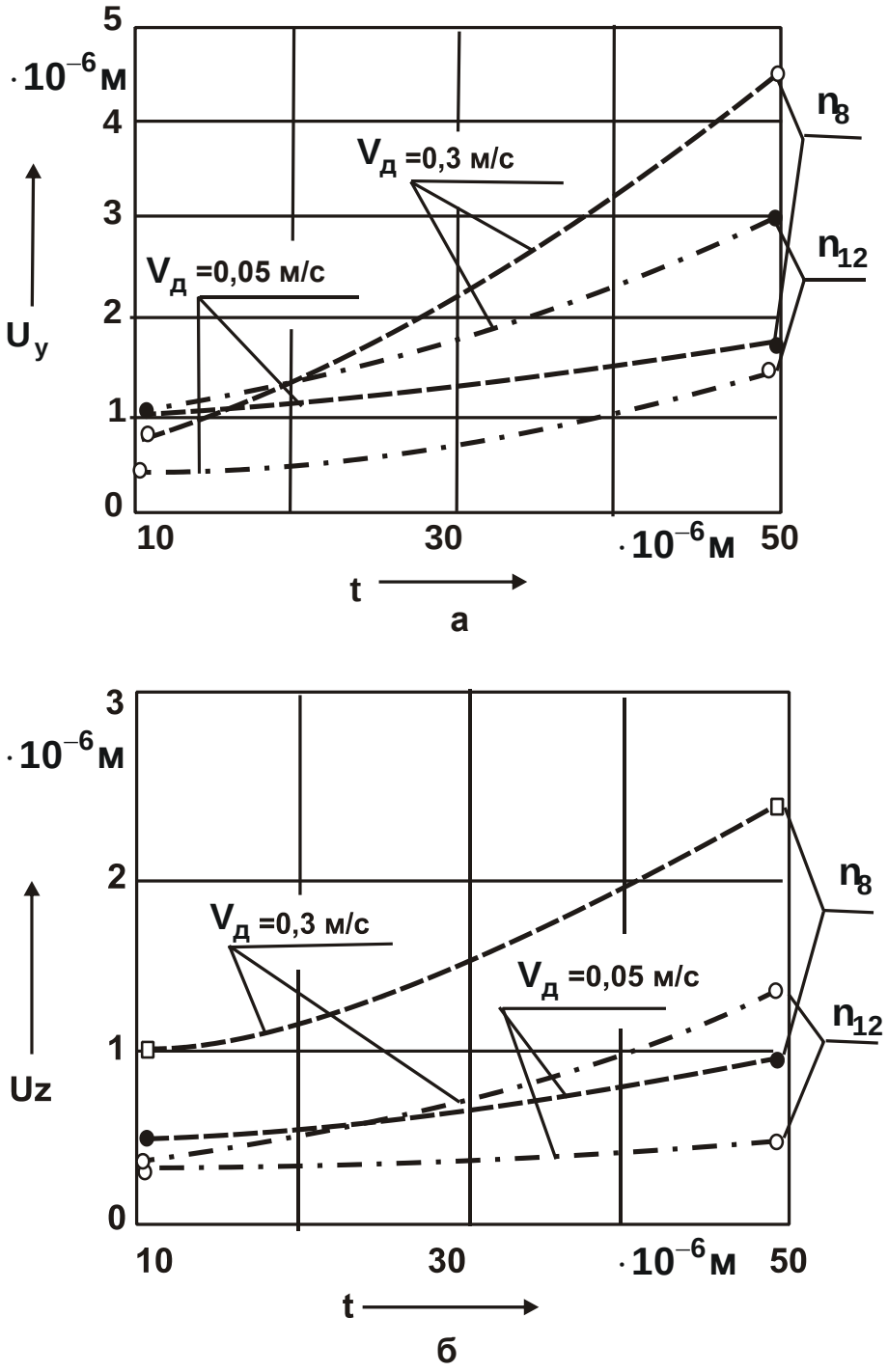
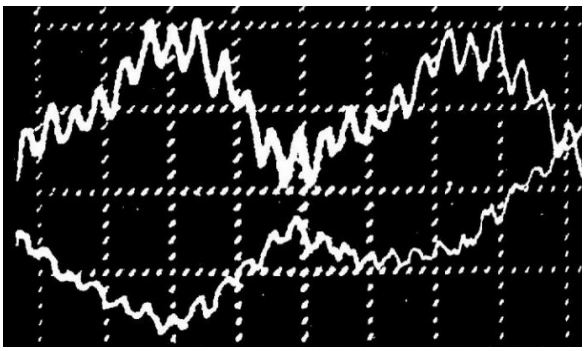
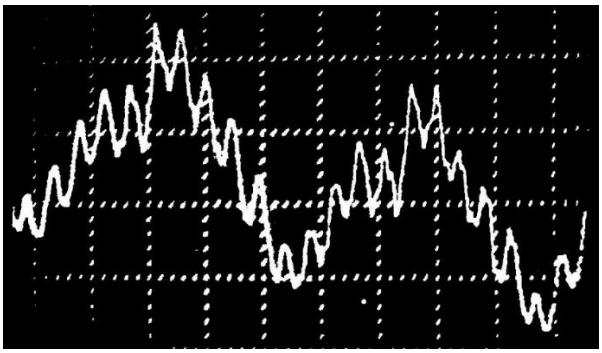


Рисунок 5.19 – Вплив конструкційних параметрів переривчастого круга та режимів шліфування на амплітуди:
(а) – вертикальних (U_y) та (б) – горизонтальних (U_z)
високочастотних вимушених коливань круга

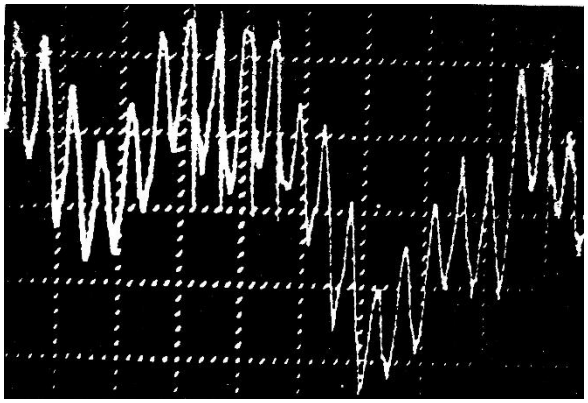
На рис. 5.20 показано зміну амплітуди високочастотних коливань від режимів обробки. Зі збільшенням швидкості поздовжньої подачі (осцилограма 1), глибини шліфування (2, 3), амплітуди коливань збільшуються.



1



2



3

Рисунок 5.20 – Осцилограми зміни амплітуди коливань
залежно від режимів обробки:

1) круг із 12 робочими виступами – $V_д = 0{,}05$ м/с; ($t = 50 \cdot 10^{-6}$ м).

Круг із 10 робочими виступами:

2) $V_д = 0{,}167$ м/с, $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м, ширина обробки b = 8 мм;

3) $V_д = 0{,}167$ м/с, $t = 40 \cdot 10^{-6}$ м, b = 8 мм)

Визначення сил різання під час шліфування переривчастими кругами. З'ясувавши дію додаткової вимушеної сили, розглянемо взаємозв'язок режимів обробки, сил різання з дисбалансом круга і виникаючими амплітудами низькочастотних коливань (основної частоти).

Вплив режимів обробки на сили різання під час шліфування наведено на графіках (рис. 5.21, рис. 5.22)

Із графіків видно, що під час шліфування переривчастими кругами, сили, що витрачаються на процес різання, менше ніж під час шліфування суцільним кругом.

Це можна пояснити тим, що під час шліфування з вібраціями суттєво змінюються умови процесу різання.

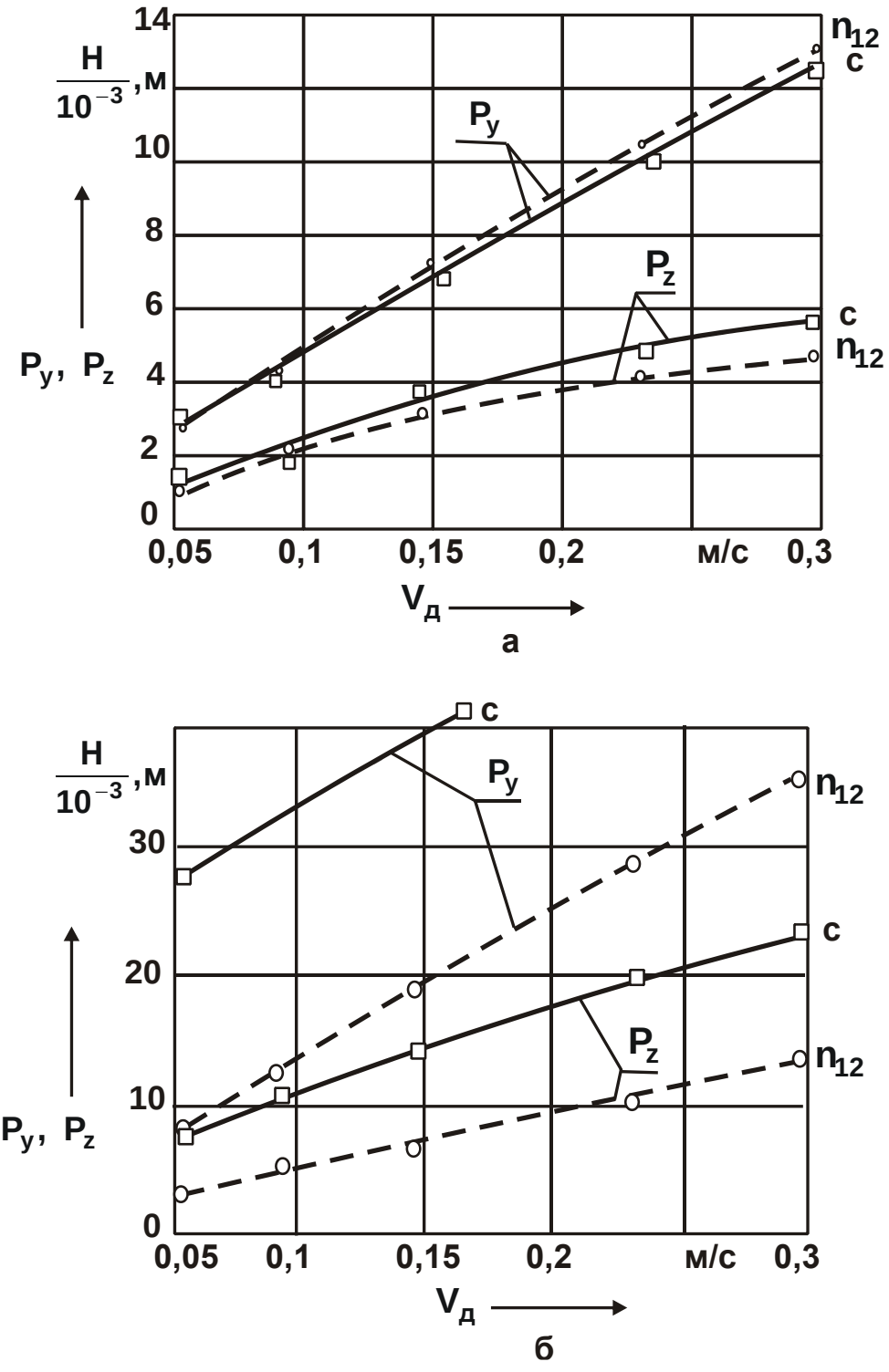
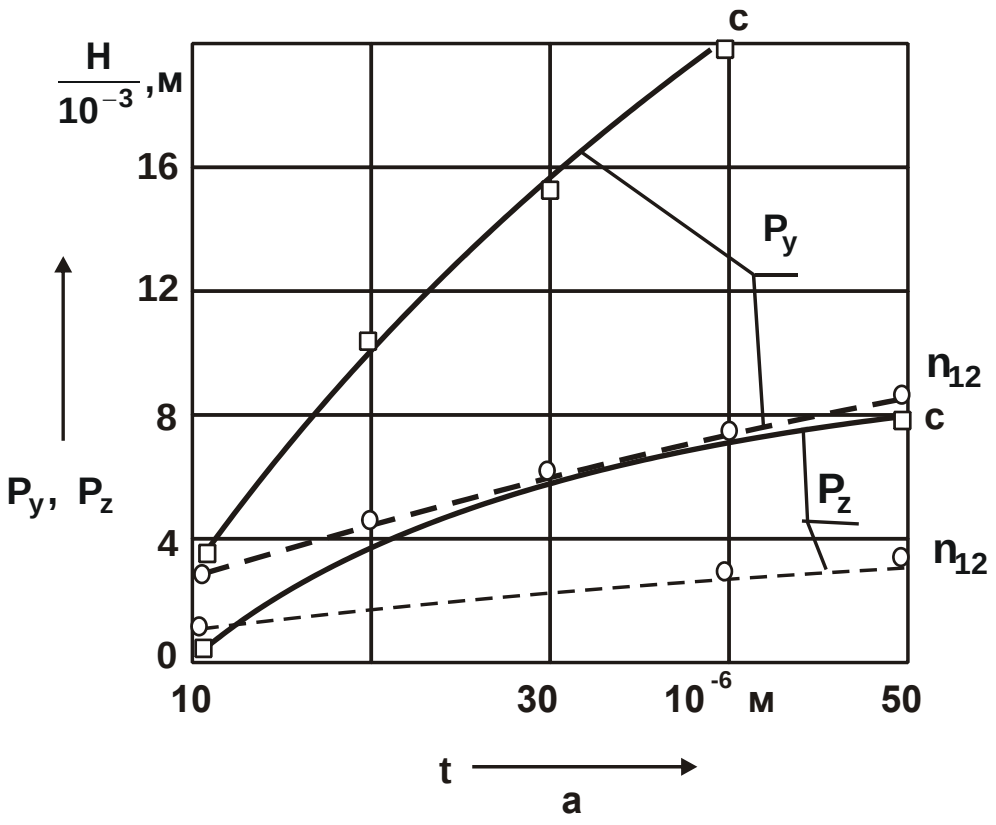


Рисунок 5.21 – Залежності радіальної F_y та тангенціальної F_z складових сили різання від швидкості поздовжньої подачі:

а – глибина шліфування $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м;

б – $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м



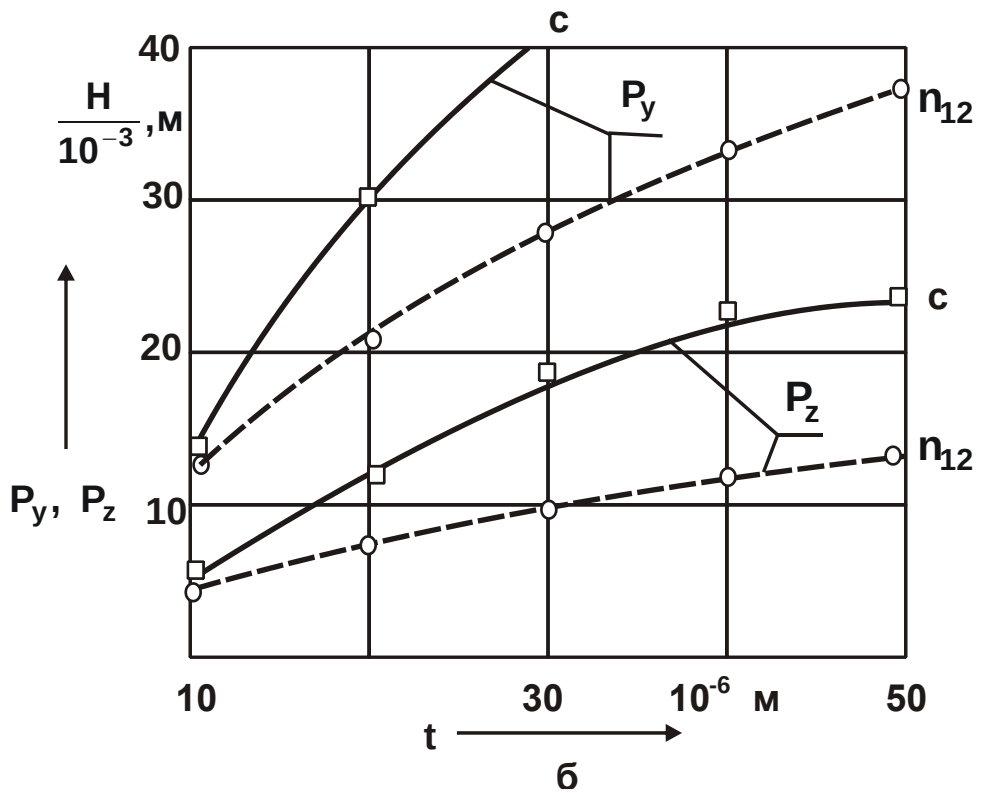


Рисунок 5.22 – Залежності радіальної F_y та тангенціальної F_z складових сили різання від глибини шліфування:
а – швидкість деталі $V_д = 0{,}05$ м/с;
б – $V_д = 0{,}3$ м/с

Вектор швидкості різання постійно змінює свій напрям та величину, відбувається періодичний відрив ріжучих кромок інструменту від поверхні, змінюється швидкість та співвідношення між зоною пластичної деформації та диспергуванням металу. Крім того, в момент зіткнення ріжучого виступу з оброблюваною поверхнею відбувається удар. Ударна дія інструменту, спільно з вібраціями, як відомо [71], призводить до крихкості поверхні металу, що також сприяє зменшенню сил різання.

Зі збільшенням режимів обробки ($V_д$ і t) радіальна F_y та тангенціальна F_z складові сили різання збільшуються.

На рис. 5.23 і рис. 5.24 наведено графіки горизонтальної та вертикальної складових амплітуди коливань основної частоти.

Наведені на цих графіках стовпчасті діаграми показують величину амплітуди коливань під час холостого ходу (тобто під час вільного обертання шліфувального круга).

Величина амплітуди коливань під час холостого ходу залежить тільки від величини дисбалансу круга (за постійної жорсткості системи). Зі збільшенням дисбалансу збільшуються амплітуди коливань під час холостого ходу. За наявності навантаження на шпиндель (у процесі шліфування), амплітуди коливань основної частоти щодо амплітуди коливань під час холостого ходу зменшуються (рис. 5.23).

Із наведених графіків видно, що максимальна точка кривої амплітуди коливань, викликаних змінами режимів обробки, знаходиться нижче стовпчастих діаграм, що показують величину амплітуди коливань під час холостого ходу. Наприклад, для переривчастого круга із 8 пазами (рис. 5.23,а) для вертикальної складової, амплітуда холостого ходу склала $A_{xx}(n_8)=6{,}7\cdot10^{-6}$м, ($V_д=0{,}05$ м/с; $t=10\cdot10^{-6}$ м); $B_{св}(n_8)=6{,}3\cdot10^{-6}$ м.

Зі збільшенням навантаження на шпиндель, особливо глибини шліфування, амплітуда коливань несучої частоти ще більше зменшується і за режимів різання ($V_д=0{,}05$ м/с; $t=50\cdot10^{-6}$м) склала вже $B_{св}(n_8)=5{,}7\cdot10^{-6}$м. Для переривчастого круга із 12 вирізами $A_{xx}(n_{12})$ склала $3{,}9\cdot10^{-6}$ м, а за навантаженням – зменшилася до $B_{св}(n_{12})=3{,}0\cdot10^{-6}$м ($V_д=0{,}05$ м/с; $t=10\cdot10^{-6}$ м); $B_{св}(n_{12})=2{,}8\cdot10^{-6}$м ($V_д=0{,}05$ м/с; $t=50\cdot10^{-6}$м).

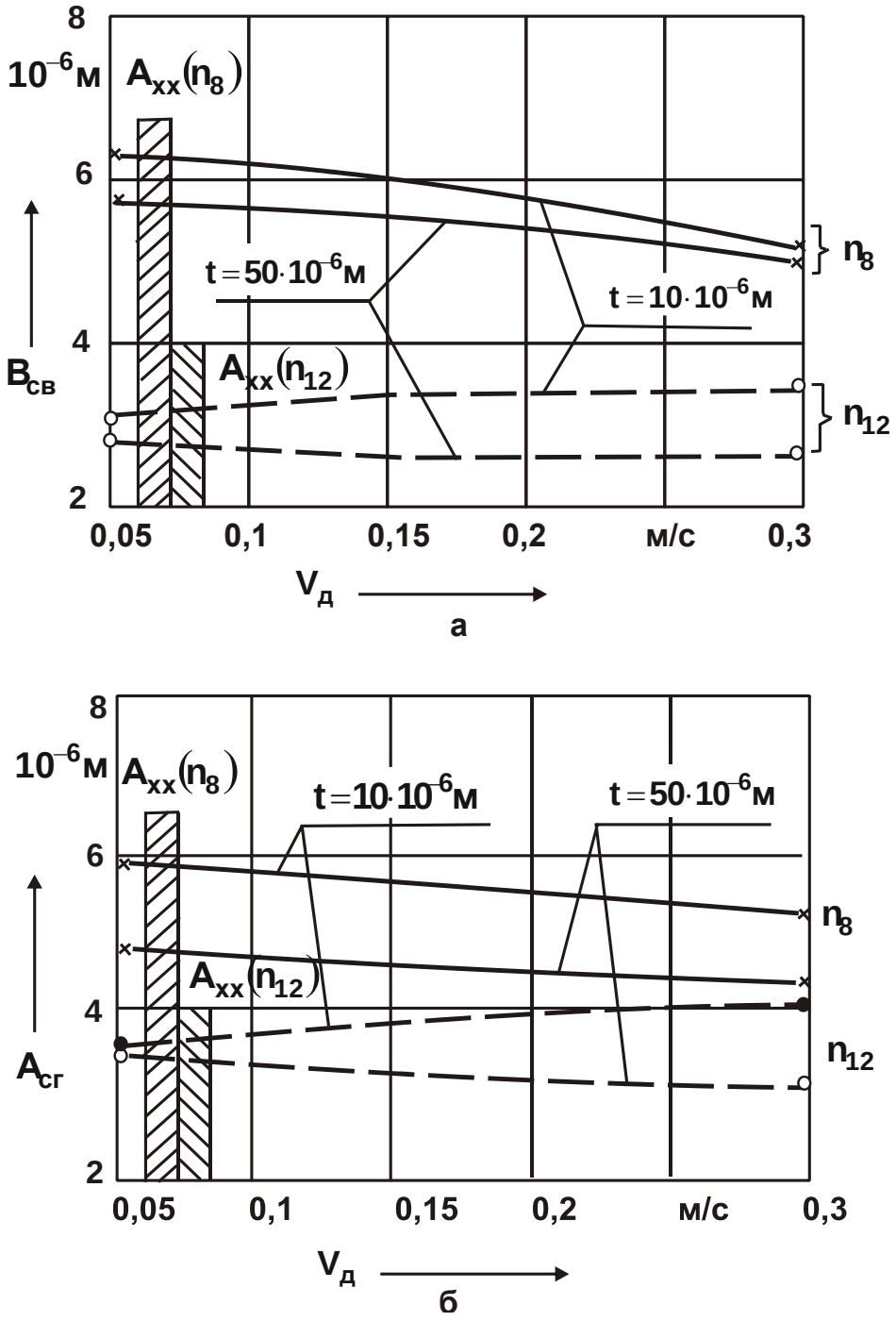


Рисунок 5.23 – Вплив швидкості деталі ($V_д$) та конструкції переривчастого круга на амплітуду вертикальних (а) та горизонтальних (б) коливань круга основної частоти (матеріал деталі – сталь ШХ 15, ширина зразка 5 мм)

Аналогічна картина зменшення амплітуди коливань основної частоти за наявності навантаження на шпиндель, у порівнянні з амплітудою коливань під час холостого ходу, спостерігається і для горизонтальної складової (рис. 5.22,б).

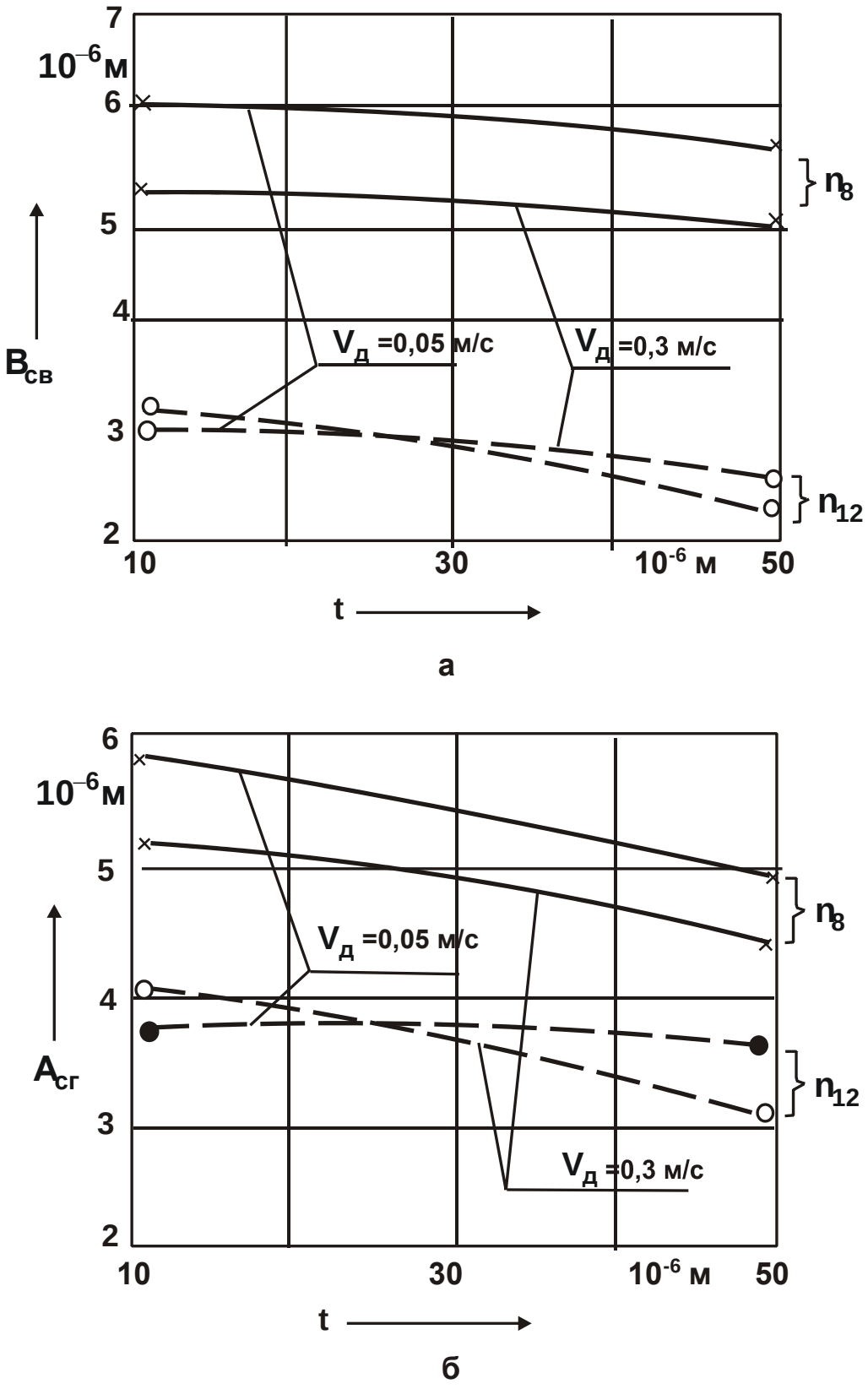


Рисунок 5.24 – Вплив глибини шліфування (t) на амплітуду вертикальних (а) та горизонтальних (б) коливань круга основної частоти

Характер зміни амплітуди коливань основної частоти зі зміною режимів обробки як горизонтальної, так і вертикальної складової під час обробки переривчастим кругом залишається однаковим. Із графіків видно, що зі збільшенням швидкості і глибини шліфування величина амплітуди коливань майже не змінюється або дещо зменшується в межах 10 … 15 %. На рис. 5.25 показано залежність амплітуди коливань від величини поперечної подачі. Шліфувалися зразки шириною 8 мм та 4,5 мм.

Із графіків видно, що зі зменшенням ширини оброблюваної деталі амплітуда коливань ще більше зменшилася. У загальному випадку зменшення амплітуди коливань основної частоти в процесі шліфування в порівнянні з амплітудою коливань під час холостого ходу пояснюється тим, що в умовах шліфування змінюється жорсткість технологічної системи через збільшення натягу. У результаті амплітуда коливань зменшується (за постійної частоти).

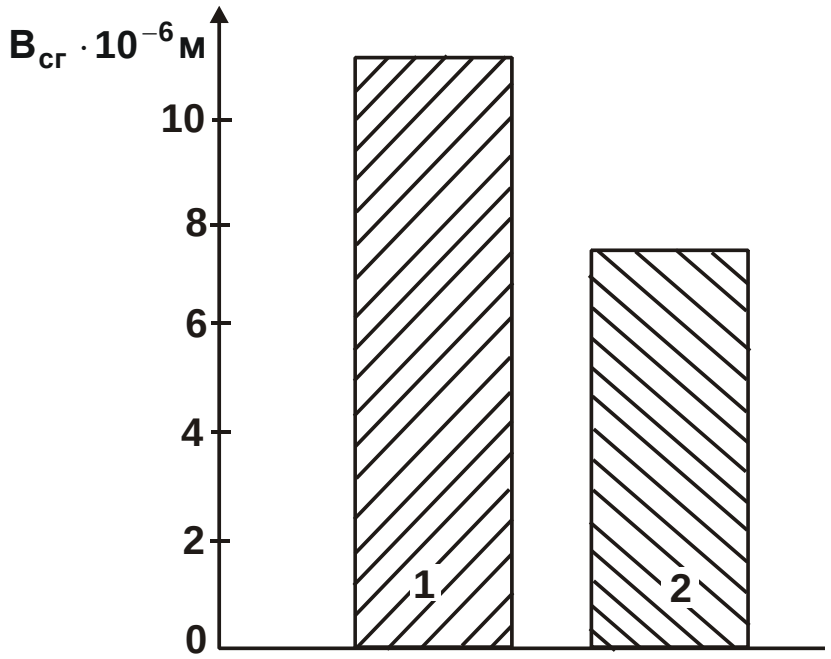


Рисунок 5.25 – Залежність амплітуди вертикальних коливань основної частоти від ширини обробки: 1 – ширина деталі – 8 мм; 2 – ширина деталі – 4,5 мм

Отже, амплітуда коливань несучої частоти залежить в основному від величини дисбалансу круга за постійної швидкості його обертання і майже не залежить від зміни режимів шліфування.

З'ясувавши траєкторію переміщення осі шліфувального круга, амплітуду та частоту його коливань в результаті переривчастості процесу різання (що підтверджується і проведеними експериментальними дослідженнями), можна перейти до питання визначення формування профілю (хвилястості) на оброблюваній поверхні.

5.2.3. Математична модель утворення хвилястості на оброблюваної поверхні під час шліфування переривчастими кругами

Розглянемо більш детально схему утворення хвилястості на оброблюваній поверхні. Як зазначено раніше, "ідеальною" поверхнею є пряма 2–2, яка утворена під час руху центру ріжучого інструменту (а, отже, і жорстко пов'язаної з ним формоутворюючої точки), вздовж прямої 1–1 (рис. 5.4,б). Дійсною траєкторією руху центру інструменту є складніша крива 1′ (рис. 5.26).

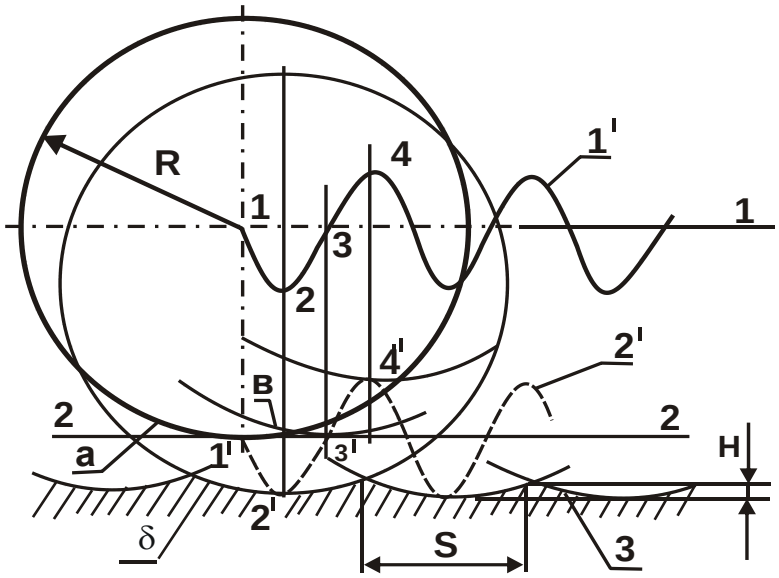


Рисунок 5.26 – Схема утворення хвилястої поверхні

Формоутворююча точка круга, копіюючи рух центру траєкторії 1', займала б також послідовно положення 1', 2', 3', 4' тощо, рухаючись за траєкторією 2'. Але, оскільки шліфувальний круг є об'ємним тілом з радіусом R, то профіль, що утворюється на поверхні деталі, є огинаючою (3) сімейства дуг, утворених формотворчою точкою периферії круга радіусом $R_{кр}$: F(x, y, t) = 0. Зв'язок між формованим на оброблюваній

поверхні профілем з динамічними і кінематичними параметрами працюючого інструменту можна подати у вигляді:

$$Y = Y_{\text{огиб.дин.}} + Y_{\text{огиб.кин.}}, \tag{5.24}$$

де $Y_{\text{огиб.дин.}} = f_1(X_{\text{дин.}})$– параметри кривої, пов'язані з динамікою процесу;

$Y_{\text{огиб.кин.}} = f_2(X_{\text{кин}})$ – параметри кривої, пов'язані з кінематикою формування нерівностей залежно від геометричних параметрів круга (кількості та довжин робочих виступів та вирізів).

Координати профілю хвилястої поверхні під час плоского шліфування периферією круга, визначимо, як наведено у роботі [11]:

$$\left.\begin{aligned} X_{\text{дин}} &= X \pm \frac{R \cdot \dot{y}}{\sqrt{(\dot{x})^2 + (\dot{y})^2}}; \\ Y_{\text{дин}} &= Y \pm \frac{R \cdot \dot{x}}{\sqrt{(\dot{x})^2 + (\dot{y})^2}}, \end{aligned}\right\} \tag{5.25}$$

де R – радіус круга;

X, Y – координати центра круга.

Підставивши рівняння (5.16) з урахуванням поздовжнього переміщення ($V_д \cdot t$) деталі щодо круга в залежності (5.25) і зробивши деякі спрощення, отримаємо параметри динамічної складової профілю хвилястої поверхні для і-ої гармоніки, що утворюється під час переривчастого шліфування (де $Y \to y$, $Z \to x$):

$$\left.\begin{aligned} X_{\text{дин}} &= \left(A_{\text{сг}_i} + U_{z_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right)\cos\omega_{0_i} t_c + V_д t_c + \\ &+ \frac{R\left[\left(B_{\text{св}_i} + U_{y_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right)\omega_{в_i} \cdot \cos\omega_{0_i} t_c + U_{y_i} \cdot \omega_{в_i} \cos\omega_{в_i} t_c \cdot \sin\omega_{0_i} t_c\right]}{V}; \\ Y_{\text{дин}} &= \left(B_{\text{св}_i} + U_{y_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right)\sin\omega_{0_i} t_c + \\ &+ \frac{R\left[U_{z_i} \cdot \omega_{в_i} \cos\omega_{в_i} t_c \cos\omega_{o_i} t_c + V_д - \left(A_{\text{сг}_i} + U_{z_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right)\omega_{o_i} \sin\omega_{0_i} t_c\right]}{V} \end{aligned}\right\} \tag{4.26}$$

де $V = \sqrt{(\dot{x})^2 + (\dot{y})^2} =$

$$= \sqrt{\left[U_{z_i} \cdot \omega_{в_i} \cos\omega_{в_i} t_c \cos\omega_{0_i} t_c + V_д - \left(A_{\text{сг}_i} + U_{z_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right) \omega_{0_i} \sin\omega_{0_i} t_c\right]^2 + \left[\left(B_{\text{св}_i} + U_{y_i} \sin\omega_{в_i} t_c\right) \omega_{в_i} \cdot \cos\omega_{0_i} t_c + U_{y_i} \cdot \omega_{в_i} \cos\omega_{в_i} t_c \cdot \sin\omega_{0_i} t_c\right]^2}.$$

Рішення системи рівнянь (5.26) дозволяє визначити параметри хвилястої поверхні ($X_в$, $Y_в$) з урахуванням динаміки процесу різання переривчастими кругами з безперервною формоутворюючою кромкою периферії.

Під час обробки переривчастим кругом є деякі відмінності у формуванні профілю, оскільки ріжуча кромка має переривчастий характер вздовж утворюючої круга (у зв'язку з тим, що робочі виступи і вирізи круга мають певну довжину), тобто на формування профілю оброблюваної поверхні впливатимуть ще й геометричні параметри переривчастого круга. Кінематична складова $(Y_{огиб.кин.} = f_2(X_{кин.}))$ з урахуванням часу проходження робочого виступу і вирізу буде формуватися наступним чином (рис. 5.27).

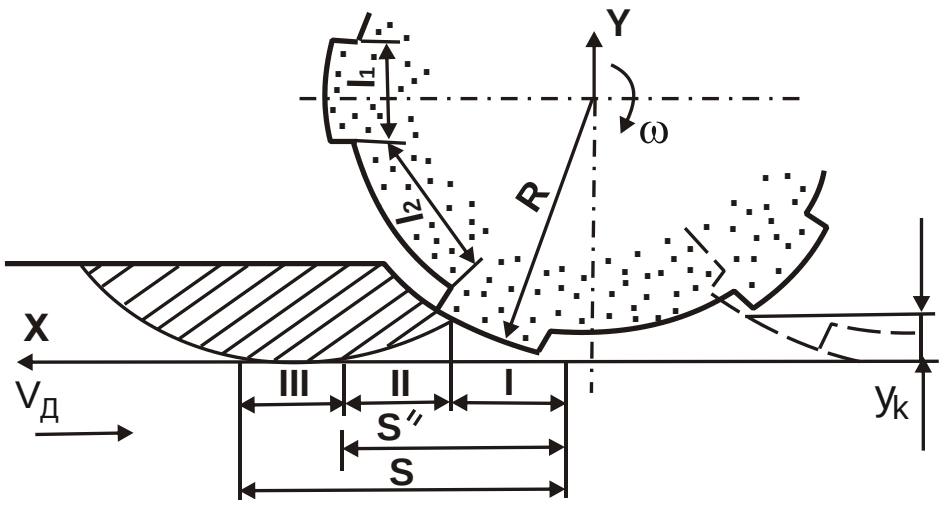


Рисунок 5.27 – Схема формування макронерівностей на оброблюваній поверхні під час плоского шліфування з урахуванням лише кінематики відносного руху переривчастого круга та деталі

Під час обертання круга в момент проходження вирізу над оброблюваною поверхнею (ділянка I–II) формується макровиступ, рівний y_k. Під час проходження ріжучого виступу круга – зрізається шар металу (ділянка III). Координати точок нерівностей, що формуються, будуть визначатися за умови:

$$kS < x_k < (k+1)S, \qquad (5.27)$$

де k = 0; 1; 2; 3; … – номер нерівності, що формується;

$$y_k = \begin{cases} A(x_k - kS)^2; & kS < x_k \le kS + \dfrac{S''}{2}; \quad (\text{I участок}) \\ A(x_k - kS + S'')^2; & kS + \dfrac{S''}{2} < x_k \le kS + S''; \quad (\text{II участок}) \\ 0; & kS + S'' < x_k \le (k+1)\,S; \quad (\text{III участок}) \end{cases}$$

де $$A = \frac{R_{кр}}{2\left(\dfrac{R_Д}{\omega} + R_{кр}\right)^2}.$$

Довжини формованих нерівностей S'' і S розраховують [75]:

$$S'' = \frac{V_д \cdot l_2}{\omega \cdot R_{кр}}; \quad S = \frac{V_Д \cdot (l_{1д} + l_2)}{\omega \cdot R_{кр}}. \qquad (5.28)$$

Розрахунок довжини x_k і висоти y_k макронерівностей, що утворюються від кінематичної складової, тобто макронерівностей, формованих безпосередньо за рахунок лише довжини робочих виступів l_1 і вирізів l_2, швидкості переміщення $V_д$ і обертання круга ω, показав, що навіть за відносно значної величини поздовжньої подачі деталі (наприклад, $V_д = 0{,}3$ м/с під час плоского шліфування на верстаті моделі 3Г71) і довжини вирізу круга $l_2 = 50$ мм (діаметром 250 мм), висота формованих нерівностей не перевищує $y_k = 1{,}5 \cdot 10^{-4}$ мм, а довжина $S'' = 0{,}397$ мм. Отже, це є величини другого порядку малості у порівнянні із хвилястістю, утвореною з урахуванням динаміки процесу, і їх можна знехтувати. Тому хвилястість поверхні, що формується в умовах переривчастого шліфування, залежить лише від динамічної складової: $Y_в = f(Y_{огин.дин.})$.

Аналіз системи рівнянь (5.26) дозволяє зробити висновок. Основний вплив на хвилястість поверхні чинять частота та амплітуда вимушених високочастотних коливань, радіус круга та швидкість поздовжньої подачі. Однак, оскільки частота вимушених високочастотних коливань залежить від кількості робочих виступів на переривчастому крузі, то для даного (конкретного) круга вона буде величиною постійною. Амплітуда високочастотних коливань залежна від кількості робочих виступів та режимів обробки. Отже, зміна параметрів режимів обробки призведе до зміни інтенсивності ударної взаємодії робочих виступів круга із оброблюваним матеріалом і, як наслідок, амплітуди коливань.

Відомо також [74, 75], що за певних поєднань режимів обробки, радіуса круга, амплітуди і частоти коливань формотворча точка периферії круга відносно поверхні деталі може здійснювати синусоїдальні рухи (крива 1, 2 на рис. 5.28) або здійснювати петлеподібний рух у просторі (крива 3), тобто настає так званий ефект "самоперерізання" хвиль. Суть цього процесу полягає в тому, що шліфувальний круг, проходячи двічі через одну і ту саму точку поверхні, зрізає додатково частину матеріалу, а частина нерівностей, що залишилася, матиме значно меншу висоту h, ніж висота загальної синусоїди H (рис. 5.28). Цей ефект можливий за умови, коли для двох різних моментів часу (T_{c1} і T_{c2}) координати пари значень X і У мають одне значення, тобто:

$$\text{за} \quad T_{c1} \neq T_{c2} \qquad \begin{cases} X_{в1} = X_{в2} \\ Y_{в1} = Y_{в2} \end{cases}. \tag{5.29}$$

Отже, система рівнянь (5.26), що визначає координати точок хвилястої поверхні, в момент "самоперерізання" для і-ої гармоніки, має вигляд:

$$\left.\begin{aligned}
&\left(A_{сг} + U_z \sin\omega_в t_{c1}\right)\cos\omega_0 t_{c1} + V_Д t_{c1} + \\
&+\frac{R\left[\left(B_{св} + U_y \sin\omega_в t_{c1}\right)\omega_в \cdot \cos\omega_0 t_{c1} + U_y \cdot \omega_в \cos\omega_0 t_{c1} \cdot \sin\omega_в t_{c1}\right]}{V(1)} = \\
&=\left(A_{сг} + U_z \sin\omega_в t_{c2}\right)\cos\omega_0 t_{c2} + V_Д t_{c2} + \\
&+\frac{R\left[\left(B_{св} + U_y \sin\omega_в t_{c2}\right)\omega_в \cdot \cos\omega_0 t_{c2} + U_y \cdot \omega_в \cos\omega_0 t_{c2} \cdot \sin\omega_в t_{c2}\right]}{V(2)}; \\
&\left(B_{св} + U_y \sin\omega_в t_{c1}\right)\cdot \sin\omega_0 t_{c1} = \\
&=\frac{R\left[U_z \cdot \omega_в \cdot \cos\omega_в t_{c1} \cdot \cos\omega_0 t_{c1} + V_Д - \left(A_{сг} + U_z \sin\omega_в t_{c1}\right)\omega_0 \cdot \sin\omega_0 t_{c1}\right]}{V(1)} = \\
&=\left(B_{св} + U_y \sin\omega_в t_{c2}\right)\cdot \sin\omega_0 t_{c2} = \\
&=\frac{R\left[U_z \cdot \omega_в \cdot \cos\omega_в t_{c2} \cdot \cos\omega_0 t_{c2} + V_Д - \left(A_{сг} + U_z \sin\omega_в t_{c2}\right)\omega_0 \cdot \sin\omega_0 t_{c2}\right]}{V(2)}
\end{aligned}\right| \tag{5.30}$$

На підставі розробленої математичної моделі проведено розрахунок та побудовано траєкторію переміщення формотворчої точки круга (рис. 5.29 – рис. 5.31). Визначено координати профілю хвилястої поверхні залежно від динаміки та кінематики роботи переривчастого шліфувального круга. Аналіз наведених траєкторій, показав, що внаслідок наявності високочастотних вимушених коливань, формотворча точка круга, здійснюючи петлеподібні (осцилюючі) рухи, неодноразово проходить через

одну і ту саму точку простору, знімаючи припуск тонкими, окремими шарами, зменшуючи висоту форми. Отже, під час переривчастого шліфування завжди спостерігається ефект "самоперерізання" хвиль.

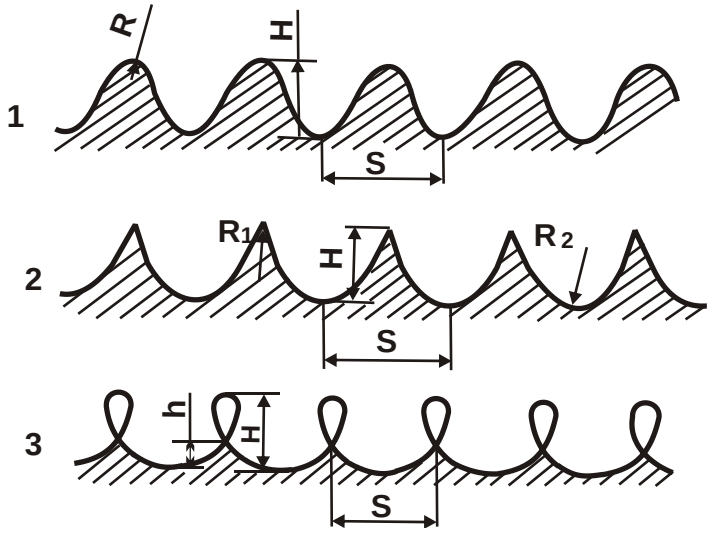


Рисунок 5.28 – Траєкторія руху формотворчої точки круга в площині, що перпендикулярна осі шпинделя

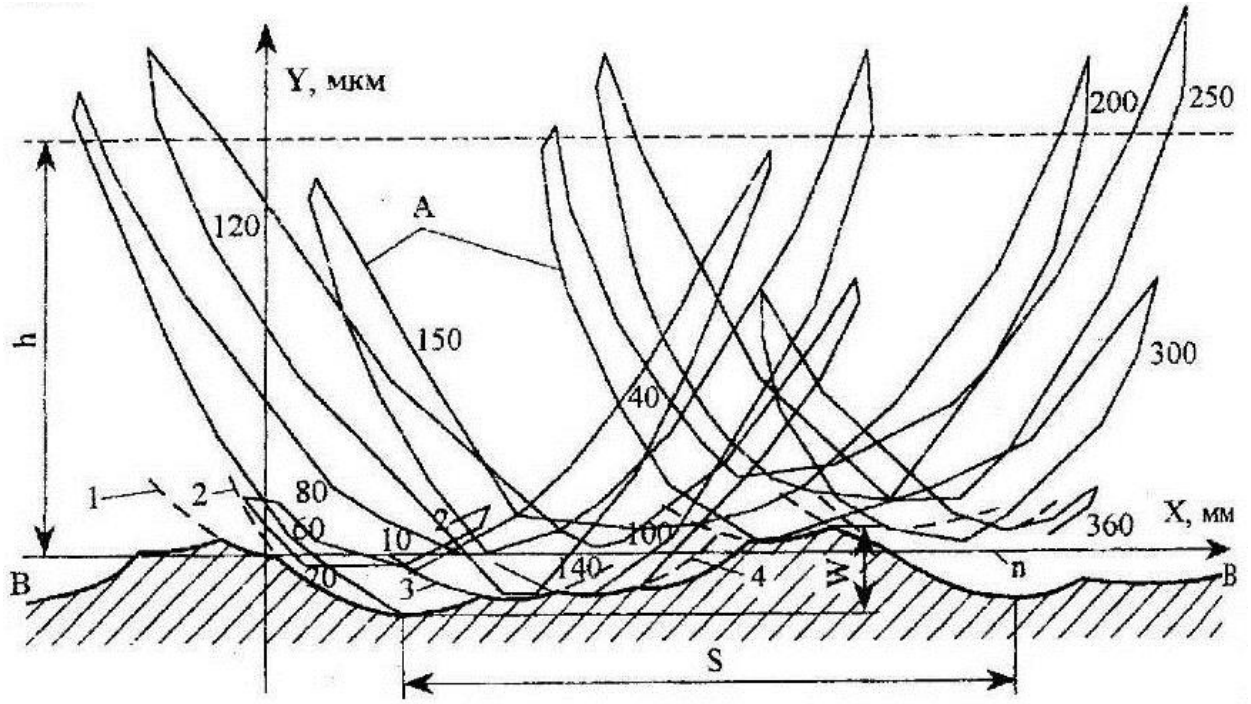


Рисунок 5.29 – Формування хвилястості під час обробки переривчастим кругом із 12 вирізами:
А – траєкторія руху формотворчої точки (за один оборот круга);
1, 2, 3, 4 ... n – положення формотворчих дуг круга;
В – загальна система дуг (профіль хвилі);
h – глибина шліфування, встановлена за лімбом

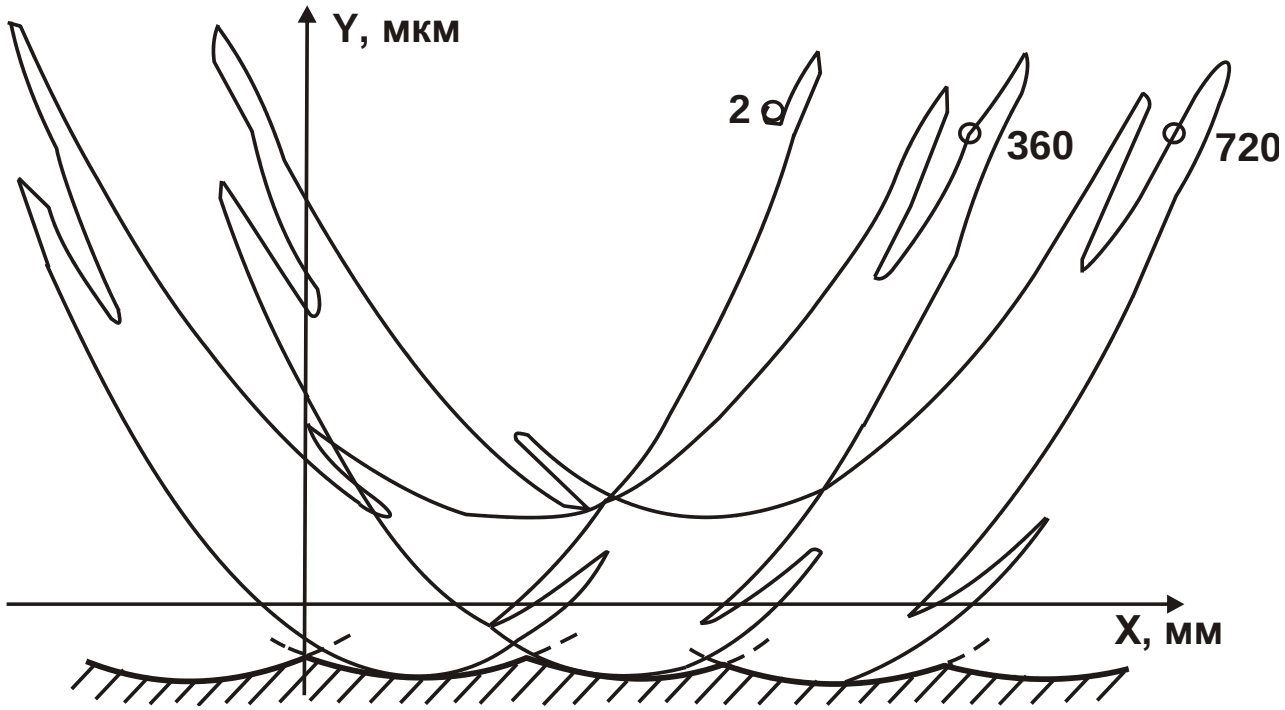


Рисунок 5.30 – Формування хвилястості поверхні та траєкторія руху формотворчої точки круга під час обробки переривчастим кругом із 4 робочими виступами за 2 обороти (до 720°)

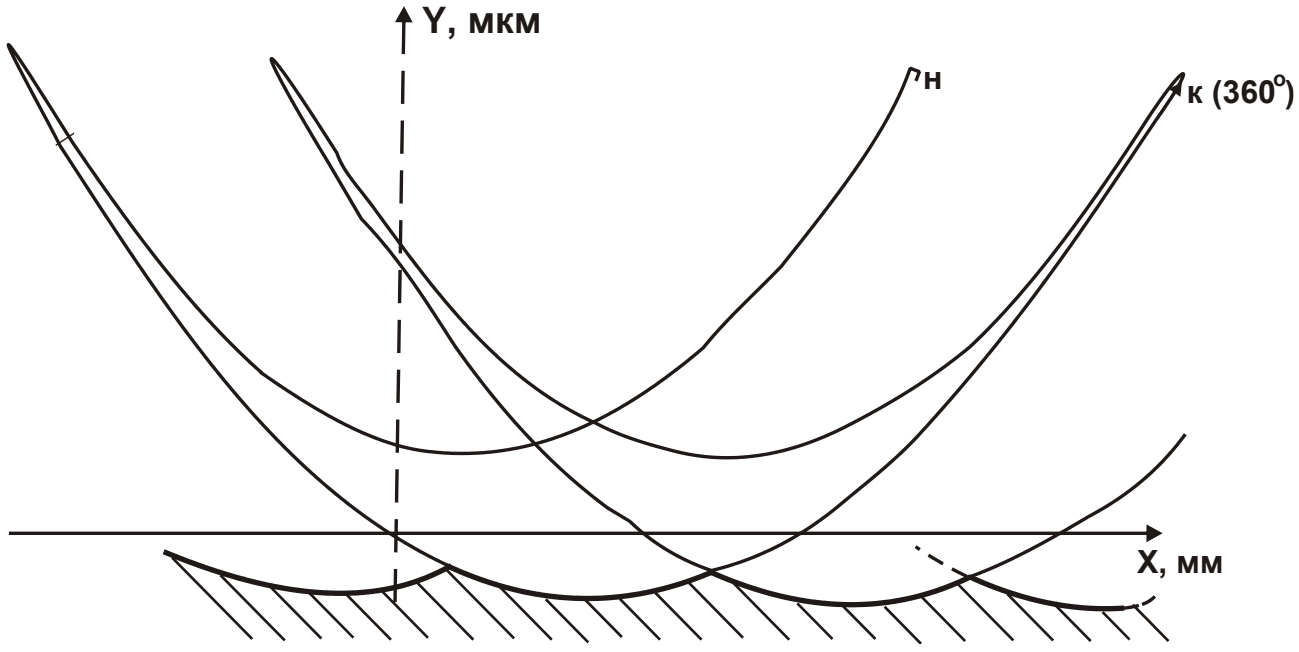


Рисунок 5.31 – Формування хвилястості та траєкторія руху формотворчої точки круга (за 2 обороти) під час обробки звичайним кругом (з безперервною ріжучою поверхнею), що має дисбаланс: н – початок обертання круга (0°), к – кінцева точка оберту (360°), за другий оборот траєкторія руху повторюється

Залежно від конструкції круга (і, як наслідок, параметрів коливань) незначно змінюється траєкторія його руху і профіль нерівностей, що формуються на оброблюваній поверхні (рис. 5.29 – рис. 5.31).

Аналіз побудованої траєкторії (за один оборот круга через кожні 2º) (рис. 5.29) показав, що формотворча точка круга здійснює петлеподібні осцилюючі переміщення, рухаючись за траєкторією (А), багаторазово проходить через одну і ту саму зону простору, поступово зрізує весь шар. Дуги 1, 2, 3, 4, …, n круга радіусом R залишають на поверхні деталі відповідний слід. Огинаюча для цих дуг крива В–В і є профілем хвилястості поверхні деталі, що формується під час обробки. Різниця між найвищою та нижчою точкою профілю – висота цієї хвилі (W), а відстань між однойменними точками профілю – її крок (S).

Наявність високочастотних коливань (наприклад, для круга із 4 вирізами, рис. 5.30) призвела до зменшення висоти формованої хвилястості, навіть за найвищої амплітуди коливань несучої частоти. Для суцільного круга висота хвилі склала $W = 0{,}6$ мкм (рис. 5.31), а для переривчастого круга із 4 робочими виступами $W = 0{,}7$ мкм (рис. 5.30). (Амплітуди несучої частоти, пов'язані з дисбалансом для суцільного круга, склали $B_{св} = 3{,}05 \cdot 10^{-6}$ м; $A_{сг} = 3{,}8 \cdot 10^{-6}$ м; для переривчастого круга, склали $B_{св} = 3{,}05 \cdot 10^{-6}$ м; $A_{сг} = 3{,}8 \cdot 10^{-6}$ м; $U_y = 3{,}29 \cdot 10^{-7}$ м; $U_z = 4{,}7 \cdot 10^{-7}$ м).

Порівняння висоти хвилястості, що формується, розрахованої і побудованої для випадку використання суцільного або переривчастого круга із 12 робочими виступами, показало, що за однакових режимів обробки (розрахунок проведено для режимів різання $V_д =$ 0,05 м/с; $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м), ідентичній частоті (f = 45,48 Гц) та амплітудах коливань несучої частоти ($B_{св} = 3{,}05 \cdot 10^{-6}$ м, $A_{сг} = 3{,}8 \cdot 10^{-6}$ м), наявність високочастотних коливань (f = 545,8 Гц), пов'язаних з переривчастістю процесу різання ($U_z = 0{,}47 \cdot 10^{-6}$ м; $U_y = 0{,}33 \cdot 10^{-6}$ м) і неодноразовим проходженням формотворчої точки круга через ту саму зону різання, привело до зменшення висоти хвилі і склало $W = 0{,}2$ мкм (для суцільного круга $W = 0{,}6$ мкм). Крім того, під час такого руху відбувається періодичний відрив формотворчої точки круга від оброблюваної поверхні, що і призводить до пошарового видалення припуску на заданій глибині h, і, як наслідок, зменшення сил різання.

За результатами теоретичних досліджень побудовано профілі хвиль на оброблюваній поверхні та розраховано їх параметри (рис. 5.32, рис. 5.33) [3].

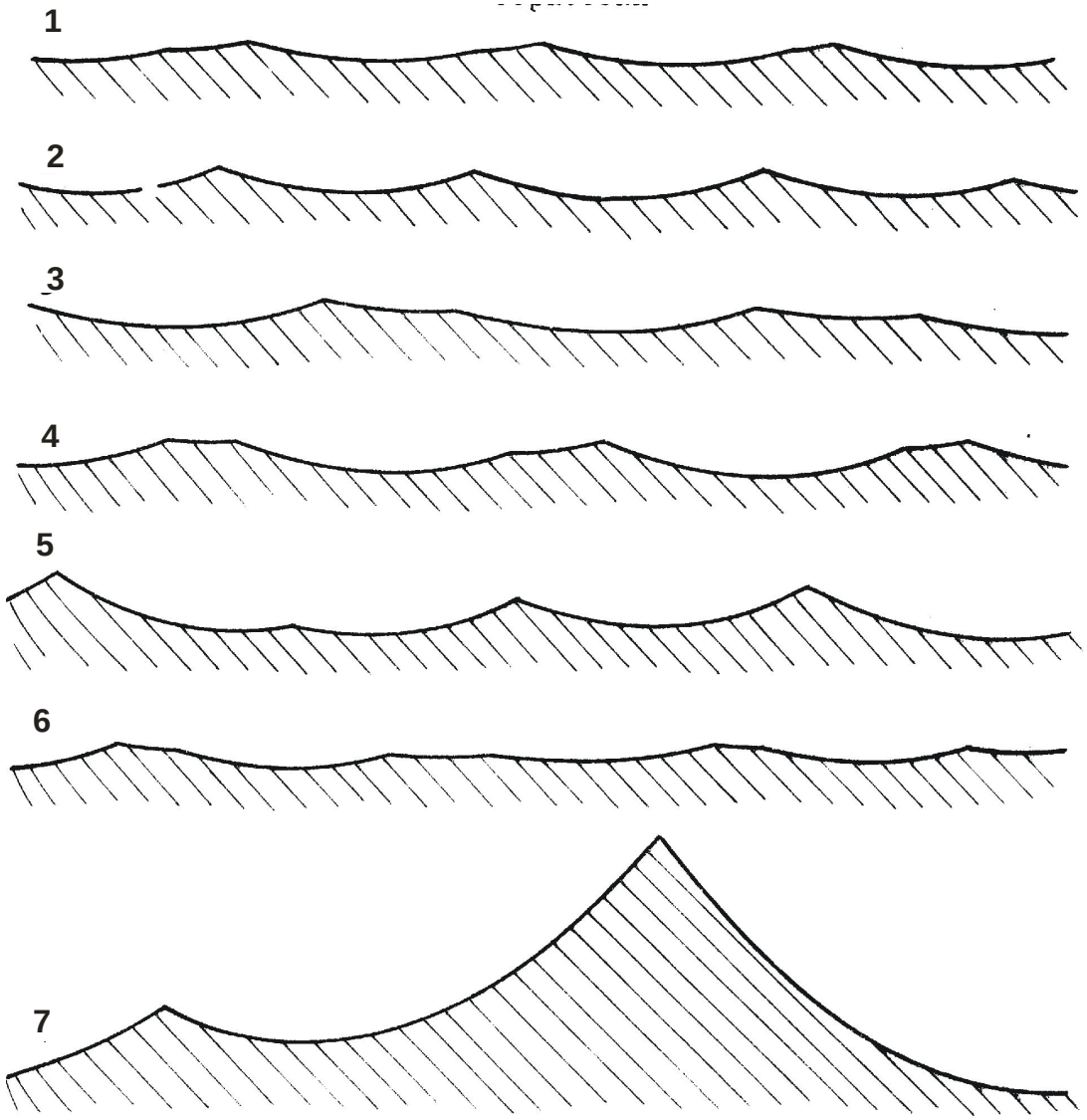


Рисунок 5.32 – Зміна параметрів хвилі
за різних режимів обробки:

1) $W_z = 1{,}5 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 1{,}48 \cdot 10^{-3}$ м (при $V_д = 0{,}067$ м/с, $t = 20 \cdot 10^{-6}$ м);
2) $W_z = 1{,}5 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 1{,}34 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}117$ м/с, $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м);
3) $W_z = 1{,}5 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 2{,}2 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}1$ м/с, $t = 30 \cdot 10^{-6}$ м);
4) $W_z = 2{,}0 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 1{,}84 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}083$ м/с, $t = 30 \cdot 10^{-6}$ м);
5) $W_z = 2{,}1 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 1{,}83 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}167$ м/с, $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м);
6) $W_z = 1{,}05 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 1{,}16 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}133$ м/с, $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м);
7) $W_z = 8{,}15 \cdot 10^{-6}$ м, $S = 2{,}69 \cdot 10^{-3}$ м ($V_д = 0{,}25$ м/с, $t = 30 \cdot 10^{-6}$ м).

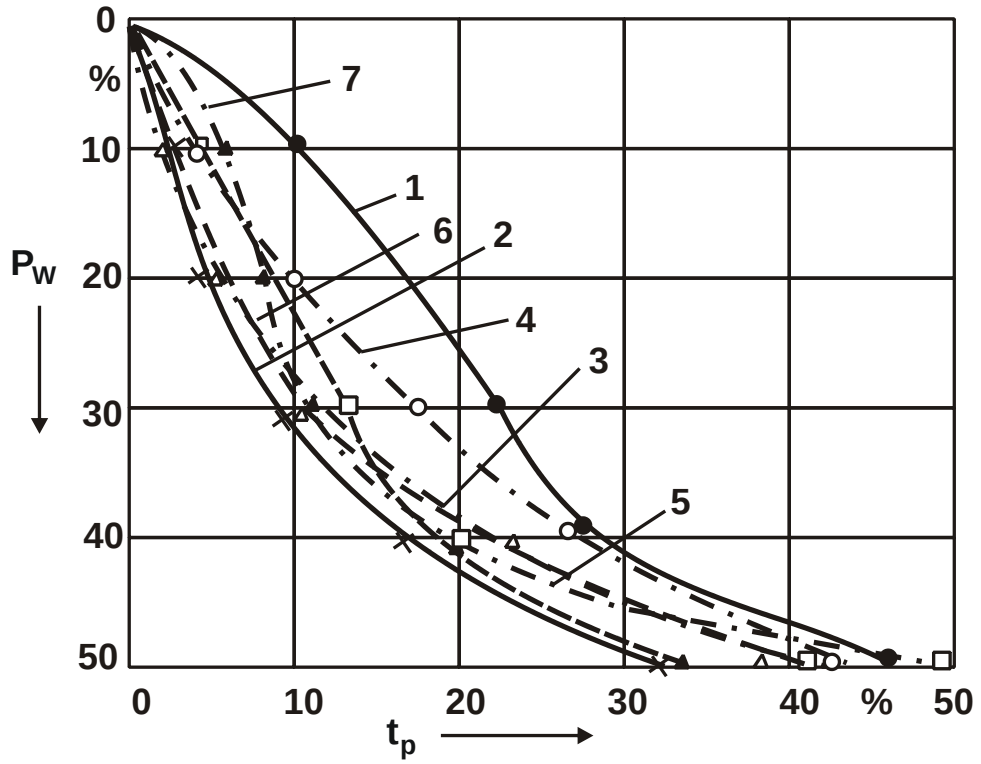
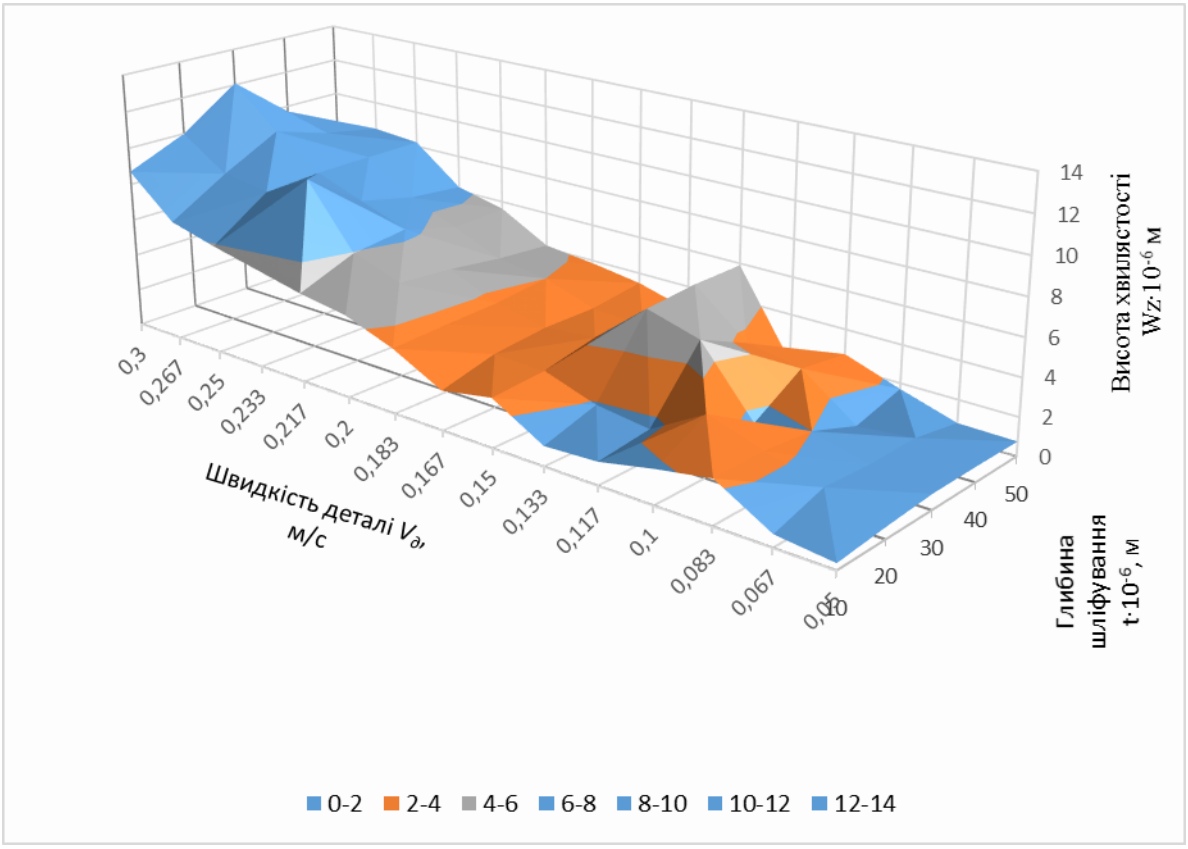


Рисунок 5.33 – Опорні криві побудованих профілів

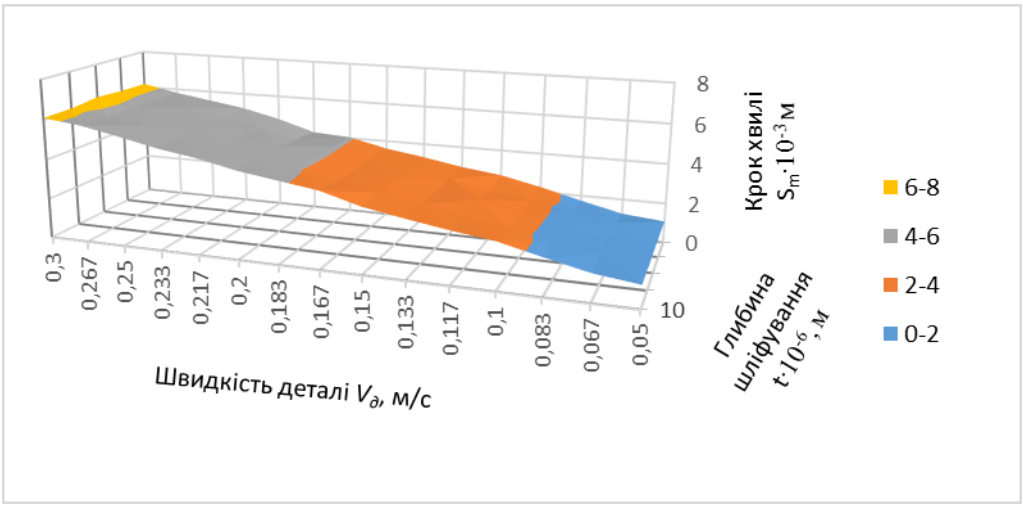
Аналіз наведених графіків показав, що за різних режимів обробки, внаслідок певних поєднань амплітуди та частоти коливань переривчастого круга та багаторазового перерізання профілю, можна отримати однакові параметри висоти хвилі (наприклад, профілі 1, 2, 3) (рис. 5.32), що мають приблизно однакову величину несучої поверхні (криві 2, 3) (рис. 5.33) та велику опорну поверхню (крива 1). Аналогічно і профілі 4, 5 (рис. 5.32), що мають однакову висоту нерівностей ($W_{z4} = 2{,}0$ мкм; $W_{z5} = 2{,}1$ мкм), але різні опорні криві. До рівня $P_w = 30$ % опорні криві збігаються, а за $P_w = 30 \ldots 47$ % опорна поверхня у профілю № 4 більше (рис. 5.33); за $P_w = 50$ % збільшилася опорна поверхня біля профілю №5. У результаті багаторазового проходження формотворчих елементів круга і перерізання хвиль, що відбувається під час цього процесу, вершини профілів 1, 4, 6 згладжені, а профілі 2, 5 більш загострені (всі профілі подано в одному масштабі). Профіль №7 має високі загострені вершини (розрахунок радіусу виступу хвилі становив $R_{07} = 192{,}22$ мм), а, наприклад, профілі 1 та 6 мають радіус вершини $R_{01} = 374{,}6$ мм і $R_{06} = 298{,}95$ мм.

На рис. 5.34 наведено розрахункові значення висоти та кроку хвиль під час обробки на плоскошліфувальному верстаті 3Г71 абразив-

ним шліфувальним кругом із 12 робочими виступами та відношенням довжин паза (вирізу) і робочого виступу 0,5 ($l_п = 22$ мм; $l_в = 44$ м). Діапазон режимів обробки: швидкості деталі $V_д = 0{,}05$ … 0,3 м/с; глибини шліфування $t = 10 \cdot 10^{-6}$ … $50 \cdot 10^{-6}$ м.



а



б

Рисунок 5.34 – Розрахункові значення параметрів хвилястості: висоти (а) та кроку хвиль (б) під час обробки на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Г71

На наведеному рис. 5.34,а видно, що зі збільшенням режимів обробки (швидкості деталі $V_д$ та глибини шліфування t) висота хвилястості збільшується. При цьому зміна швидкості деталі $V_д$ (за фіксованої глибини шліфування t) більше впливає на зміну висоти хвилі, ніж зміна глибини шліфування t (за фіксованої швидкості деталі $V_д$). Лише в зоні з межами зміни параметрів режимів обробки $V_д = 0{,}117 \ldots 0{,}15$ м/с; $t = 30 \cdot 10^{-6} \ldots 50 \cdot 10^{-6}$ м, відбувається різкий стрибок висоти хвилястості, ймовірно, пов'язаної з появою резонансу для даного поєднання режимів обробки та конструкції круга.

У той же час, на загальній поверхні чітко видно глибокі западини, ймовірно, пов'язані з додатковим самоперерізанням хвиль і зменшенням їх висоти.

На наведеному рис. 5.34,б видно, що крок хвилі залежить тільки від швидкості деталі.

Експериментальні визначення параметрів хвилястості. На рис. 5.35 і рис. 5.36 наведено експериментальні дані залежності висоти хвилі від режимів обробки (швидкості деталі $V_д$ і глибини шліфування t) та конструкції круга (кількості робочих виступів n).

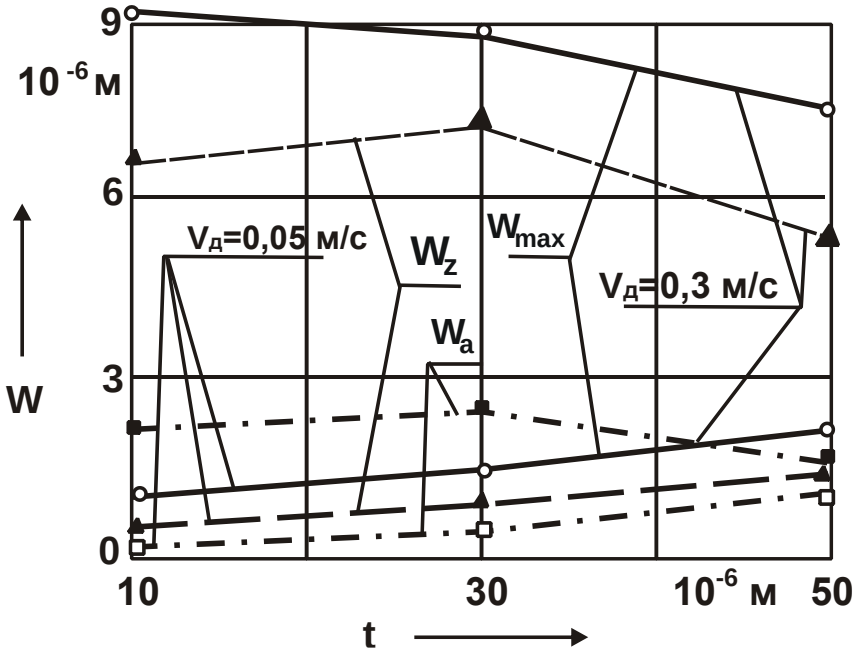


Рисунок 5.35 – Вплив режимів обробки на висоту хвилястості під час шліфування переривчастим кругом із n = 12 робочими виступами

Як видно на рис. 5.36, зі збільшенням швидкості деталі $V_д$ від 0,05 до 0,3 м/с для глибини шліфування $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м висота хвилі значно збільшується, особливо, для $n = 12$ робочих виступів. Для глибини шліфування $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м висота хвилі збільшується лише для $n = 12$, а в разі $n = 4$ і $n = 8$, навпаки, висота хвилі зменшується. Отже, ефективно обробку здійснювати із підвищеними значеннями швидкості деталі $V_д = 0{,}3$ м/с і глибини шліфування $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м та з меншими значеннями $n = 4 – 8$. Це дозволить забезпечити високу продуктивність обробки та одночасне зменшення висоти хвилі.

Слід зазначити, що за незначної продуктивності обробки, тобто за умови $V_д = 0{,}05$ м/с і $t = 10 \cdot 10^{-6}$, кількість робочих виступів на переривчастому крузі майже не впливає на висоту хвилі.

Найбільше впливає на збільшення висоти хвилі глибина шліфування t під час обробки із невеликою швидкістю деталі $V_д = 0{,}05$ м/с. Зі збільшенням швидкості деталі ($V_д = 0{,}3$ м/с) збільшення глибини шліфування t в меншій мірі впливає на збільшення висоти хвилі, а для $n = 4$ висота хвилі навіть зменшується.

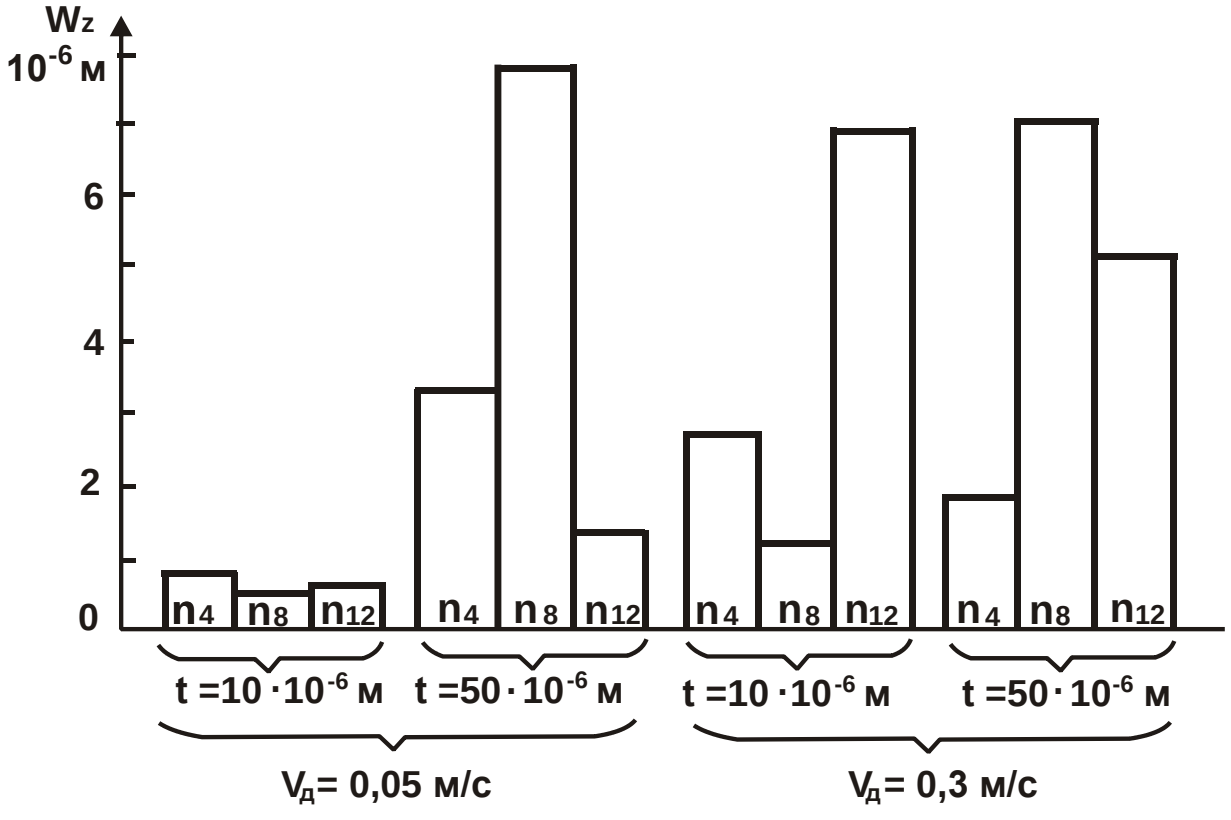


Рисунок 5.36 – Вплив конструкції круга на параметри хвилі

На рис. 5.37 наведено профілограми профілів поверхонь, шліфованих переривчастими кругами.

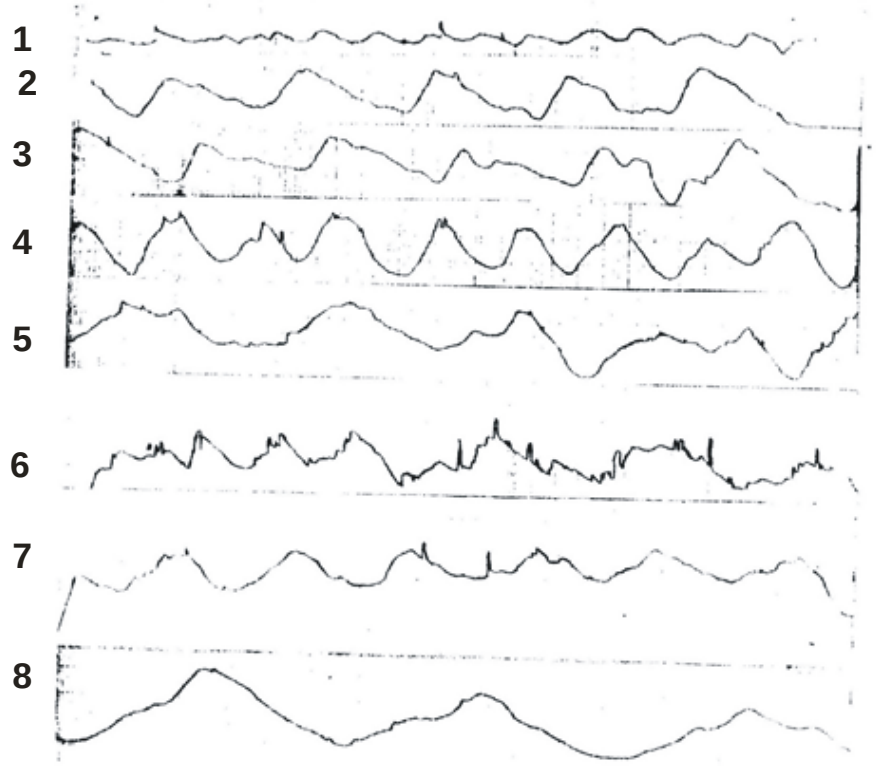


Рисунок 5.37 – Профілі хвилястості, отримані за різних умов обробки: №1 – вертикальне збільшення (ВЗ) = 2000, горизонтальне збільшення (ГЗ) = 8; №2 … №3 – ВЗ = 1000, ГЗ = 8; №4 … №7 – ВЗ = 4000, ГЗ = 20; №8 – ВЗ = 4000, ГЗ = 40

Профілограми розрізняються за формою, кроком, висотою хвиль. Наприклад, профілі 2 і 3 мають пилкоподібну форму. Профіль № 4 має більш округлі вершини, ніж профіль № 3. У профілі № 5 крок хвилі приблизно в 2 рази більше, ніж у профілі № 4. Профіль № 6 має більш загострені вершини.

Ефективність наведених положень перевірялася під час обробки деталей типу "Напрямних" ("Танкетка" матеріал – сталь 20Х, цементована HRC 59 ... 63).

Обробку здійснювали на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Г71 суцільним та переривчастим ($n_{вист.} = 10$) кругами за однакових режимів обробки (рис. 5.38).

На профілі № 4 вершини трохи більш плоскі, зрізані, і висота хвилясті становила $W_z = 0{,}49$ мкм, тобто під час переривчастого шліфу-

вання спостерігається ефект самоперерізування хвиль і додаткове зняття металу з поверхні. Під час обробки суцільним кругом (деталь № 0) висота хвилястості наприкінці обробки становила $W_z = 0{,}73$ мкм.

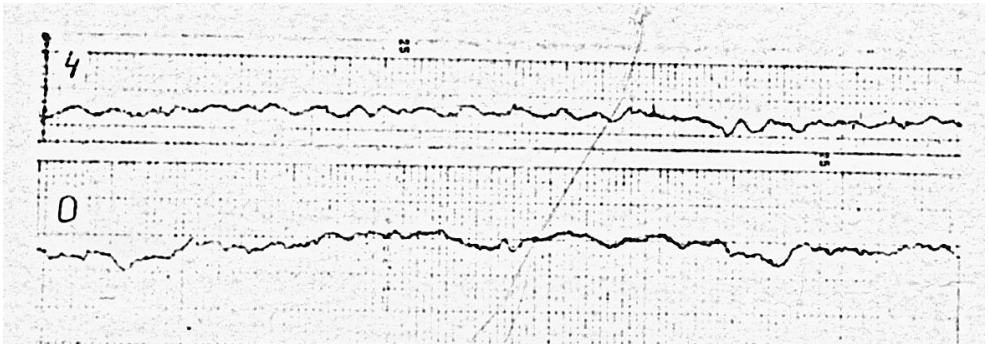


Рисунок 5.38 – Профілі хвиль на оброблених напрямних: № 4 – деталь оброблювали кругом з переривчастою поверхнею; № 0 – деталь оброблювали суцільним кругом (ВЗ = 5000, ГЗ = 10)

Збільшення частоти вимушених коливань також призвело до зменшення висоти та кроку хвилястості (рис. 5.39). Деталь №8 оброблювали переривчастим кругом з $n_{вист.} = 10$ шт. ($\omega_в = 454{,}8$ Гц). Режими обробки: $V_д = 0{,}267$ м/с; $S_п = 0{,}6$ мм/хід; $t = 40 \cdot 10^{-6}$ м. Параметри хвилястості: $W_z = 0{,}66$ мкм, S = 2,9 мм.

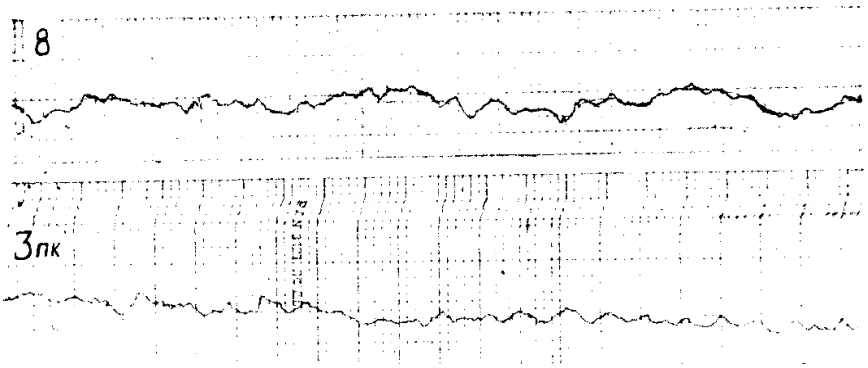


Рисунок 5.39 – Профілі хвиль на напрямних оброблених поверхонь переривчастими кругами з різною частотою коливань:
№ 8 – деталь оброблювали переривчастим кругом з $n_{виріз} = 10$ шт. ($\omega_в = 454{,}8$ Гц);
№ 3пк – круг з $n_{виріз} = 12$ шт. ($\omega_в = 545{,}8$ Гц))
(ВЗ = 20000, ГЗ = 10)

Деталь № 3пк оброблювали переривчастим кругом з $n_{виріз} = 12$ шт. ($\omega_в = 545{,}8$ Гц). Режими обробки: $V_д = 0{,}267$ м/с; $S_п = 0{,}7$ мм/хід; $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м. Параметри хвилястості: $W_z = 0{,}13$ мкм, S = 0,94 мм.

Під час обробки довгих широких напрямних (L × S = 0,5 × 0,160 м) (за одну установку оброблювали комплект з 4-х деталей, матеріал – сталь 20Х, цементована HRC 58 … 62) на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Б722 кругами ПП 450×63×03, висота хвилі склала $W_z = 0{,}79$ мкм (під час шліфування суцільним кругом із $V_д = 0{,}267$ м/с; $S_п = 35$ мм/хід; $t = 20 \cdot 10^{-6}$ м, плюс додатковий виходжувальний прохід в кінці обробки із $t = 10 \cdot 10^{-6}$ м). При цьому на оброблюваній поверхні спостерігали появу припікання в результаті засалювання круга (у процесі шліфування доводилося тричі здійснювати правлення круга) та інтенсивне дроблення у вигляді хвилястості.

Під час обробки переривчастими кругами (із $n_{виріз} = 20$ шт., $l_{виріз} / l_{вист.} = 25/46$ мм, частота вимушених коливань f = 495,4 Гц), висота хвилястості на поверхні напрямних досягала значення $W_z = 0{,}639$ мкм (навіть за збільшеної глибини шліфування $t = 30 \cdot 10^{-6}$ м).

У результаті додаткових високочастотних коливань та періодичного відриву ріжучої кромки від оброблюваної поверхні засалювання круга відбувається менш інтенсивне. Правлення кругу здійснювали після обробки 2-х комплектів, що призвело до збільшення продуктивності обробки.

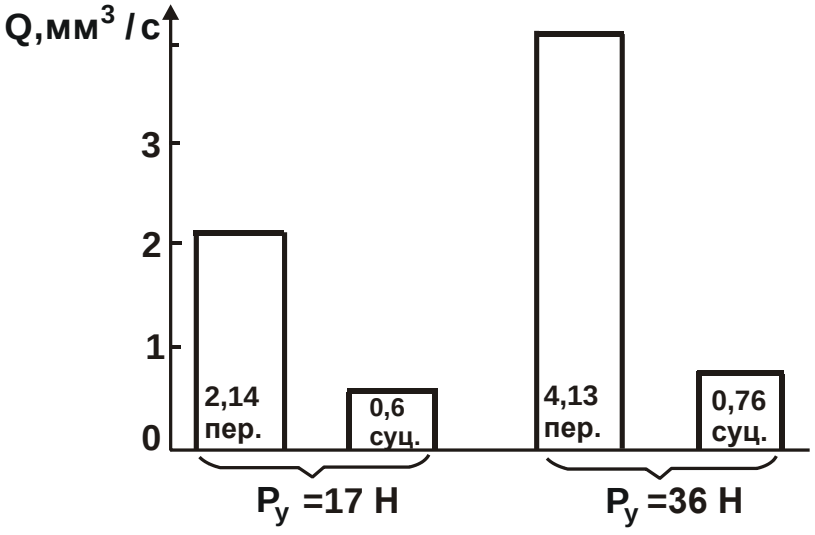


Рисунок 5.40 – Продуктивність обробки різними кругами

На наведених рис. 5.40 і рис. 5.41 видно, що за будь-яких режимів різання (навантаженні) продуктивність під час обробки переривчастим кругом та його ріжуча здатність набагато вище, ніж під час обробки суцільним кругом, а енергія, що витрачається на процес різання (рис. 5.42), набагато нижче. Це пояснюється наявністю високочастотних коливань круга та його періодичним відривом від поверхні.

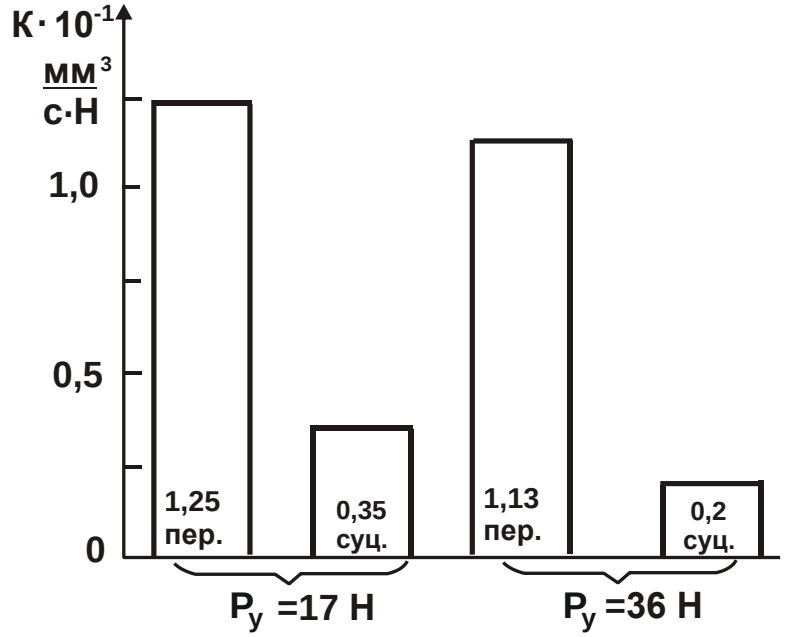


Рисунок 5.41 – Ріжуча здатність кругів за різного навантаження

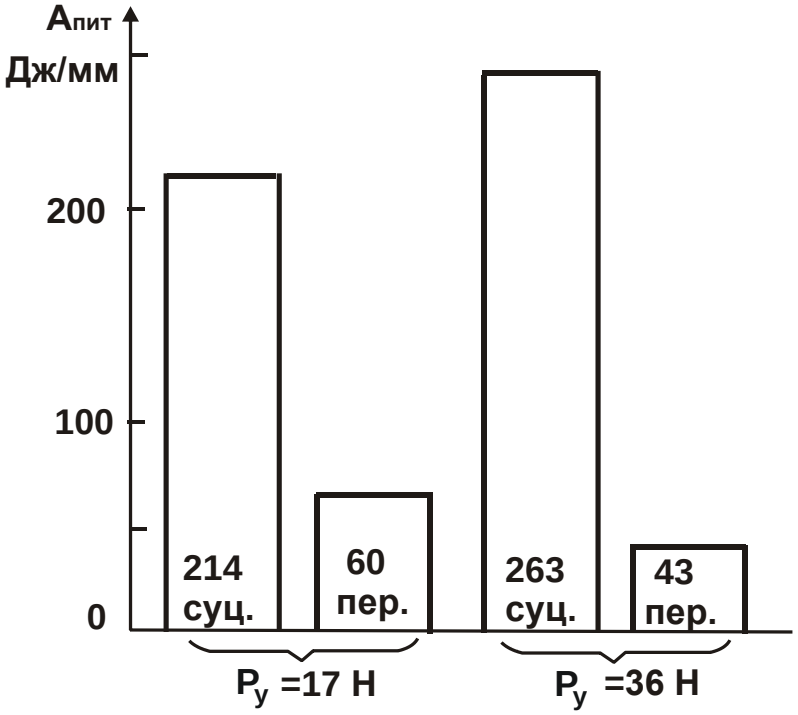


Рисунок 5.42 – Робота, що витрачається на процес різання

5.2.4. Зв'язок переривчастості процесу шліфування з температурою шліфування

У більшості розглянутих робіт [66, 73, 110, 113], які присвячені переривчастому шліфуванню, основним питанням було встановлення взаємозв'язку параметрів процесу переривчастого шліфування з температурою оброблюваної поверхні, тобто встановлення залежності величини теплового потоку від довжин робочого виступу та вирізу переривчастого круга та їх співвідношення. І відповідно, виходячи з цих положень, розроблялися заходи щодо зменшення температури шліфування. Наприклад, зменшенням кількісті вирізів на крузі зі збільшенням відношення довжин вирізу і робочого виступу [70]. Або збільшуючи кількість вирізів до значень n = 60 шт. і більше та зменшуючи їх довжину до 3 мм. Однак практично використати такий шліфувальний круг діаметром Ø 250 мм неможливо, оскільки у цьому разі за загальної довжини утворюючої l = 785 мм і кількості пазів (вирізів) n = 80 шт., довжині пазу (вирізу) $l_п = 3$ мм, довжина робочого виступу складе $l_в \approx$ 6,8 мм. Отже, враховуючи ударний характер взаємодії переривчастого круга із оброблюваним матеріалом, міцність робочих виступів за такої довжини може виявитися недостатньою. Як показали випробування обпалених черепків ("вісімки") абразивного інструменту з матеріалу 24А (6 структури, зв'язка К5), міцність на розрив склала 12,6 Н/мм^2, тоді як сила різання може досягати значення до $P_z = 36{,}5$ Н ($V = 3$ м/хв, t = 0,05 мм).

Виходячи з умови стійкої роботи пружної системи плоскошліфувального верстата, необхідного ступеня зменшення температури в зоні різання та розмірної стійкості переривчастого круга, рекомендується [82] приймати відношення довжин робочого виступу та вирізу переривчастого круга в межах 1,5 ... 2 та їх кількості 12 ... 18 шт.

Крім того, як показали розрахунки, наприклад, за кількістю вирізів $n = 12$ шт., та довжині пазу (вирізу) $l_п = 22$ мм ($l_п / l_в = 0{,}5$) (тобто враховуючи рекомендації [113] щодо оптимізації відношення $l_п / l_в \le 0{,}5$), час проходження вирізу складає $\tau = 6{,}146 \cdot 10^{-4}$ с, тоді як швидкість охолодження тіла складає всього 0,038 ^oC/с. Отже, переривання процесу на такий короткий проміжок часу саме собою не впливатиме на зменшення температури шліфування [45].

До того ж у цій і наступних роботах [66, 113] заздалегідь прийнято положення (умова) щодо необхідності зменшити температуру процесу шліфування на задану величину, і, виходячи з цього положення, виконується теоретичний розрахунок параметрів інструменту і режимів обробки. Це, на нашу думку, є не зовсім адекватним.

Розглянемо проблему з іншого боку.

Взаємозв'язок переривчастості з переміщеннями інструменту переважно розглядався в роботах [66, 113] (рис. 5.3,а,б)

Насправді абразивний інструмент з переривчастою робочою поверхнею здійснює у просторі складнішу траєкторію. Як було встановлено раніше (рис. 5.29 – рис. 5.31), внаслідок дії ударного навантаження відбуваються додаткові високочастотні коливання інструменту та пошарове видалення припуску, а також відрив ріжучої кромки інструменту від оброблюваної поверхні. У результаті зменшується час контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею, а значить і глибина проникнення тепла в поверхню і, відповідно, температура шліфування [60].

Співвідношення сил різання (рис. 5.21, рис. 5.22) показує, наприклад, що за однакової швидкості різання $V_д = 0{,}3$ м/с (рис. 5.21,б) за встановленою за лімбом глибиною шліфування $t = 50 \cdot 10^{-6}$ м (для переривчастого круга), сила різання P_z, що витрачається на процес різання, така ж за величиною як для суцільного круга для $t = 20 \cdot 10^{-6}$ м. Однак продуктивність обробки (рис. 5.40) та ріжуча здатність (рис. 5.40) у переривчастого круга (за тих же режимів $P_y = 36$ Н) набагато вище, ніж у суцільного круга, а робота, що витрачається на процес різання (рис. 5.42), набагато менше.

Отже, робота з вібраціями суттєво змінює умови процесу різання. Як видно з представлених раніше осцилограм, переміщення шліфувального круга (рис. 5.13, рис. 5.14), вектор швидкості різання постійно змінюють свій напрям і величину, відбувається періодичний відрив ріжучих кромок інструменту від поверхні, а також змінюється швидкість і співвідношення між зоною пластичної деформації та диспергування. Крім того, в момент зіткнення ріжучого виступу з оброблюваною поверхнею відбувається удар, що спільно з вібраціями призводить до крихкості оброблюваної поверхні металу. Зменшується процес тертя зв'язки з поверхнею, збільшується швидкість круга (у вигляді збільшен-

ня швидкості впровадження ріжучого зерна, у результаті додаткового вібраційного переміщення круга) і, як наслідок, відбувається зменшення температури шліфування.

Всі ці умови сприяють забезпеченню високої ріжучої здатності шліфувального круга (рис. 5.41), зменшенню умовного напруження різання σ і, як наслідок, зменшенню температури шліфування [60].

Висновки до розділу 5

1. У роботі встановлено зв'язок переривчастості процесу шліфування з динамічними та технологічними параметрами обробки. Обґрунтовано закономірності процесу формування геометричних параметрів, зокрема шорсткості та хвилястості, на оброблюваній поверхні. Експериментально встановлено, що під час шліфування переривчастими кругами, сили, що витрачаються на процес різання, менше ніж під час шліфування суцільним кругом.

2. Показано, що періодичний розрив ріжучої кромки на утворюючої переривчастого шліфувального круга сам собою не суттєво впливає на зменшення температури шліфування.

3. Зменшення температури шліфування переривчастими кругами відбувається в результаті додаткових високочастотних коливань круга, викликаних саме періодичним характером взаємодії робочих виступів переривчастого круга із оброблюваною деталлю, періодичною зміною натягу та просідання в системі шліфувальний круг – оброблювана деталь. Наявність ударного імпульсу в момент зіткнення робочого виступу переривчастого круга з оброблюваною поверхнею і, як наслідок, коливання круга призводить до зміни умов знімання припуску, а також періодичного відриву ріжучої кромки від оброблюваної поверхні. І всі ці чинники в сукупності призводять до зменшення температури переривчастого шліфування.

4. Експериментально встановлено, що за будь-яких режимів різання продуктивність під час обробки переривчастим кругом та його ріжуча здатність набагато вище, ніж під час обробки суцільним кругом, а енергія, що витрачається на процес різання, набагато нижче. Це пов'язано із наявністю високочастотних коливань переривчастого круга та його періодичним відривом від поверхні.

Розділ 6
Наукове та практичне значення технологічних рішень професора Якимова Олександра Васильовича

6.1. До 100-річчя професора Якимова Олександра Васильовича. Спогади канд. техн. наук, доцента Національного університету "ОДЕСЬКА ПОЛІТЕХНІКА" Наддачина В. Б.

Про історію створення, становлення та розвиток кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту написано чимало робіт [15, 32, 48, 78, 95, 97], але особливо докладно історію кафедри висвітлено у працях найстарішого її співробітника приват-професора кафедри канд. техн. наук, доцента Гусарєва Володимира Сергійовича [48, 78], який пропрацював на кафедрі більше 60 років (з 1955 по 2019 рр.), (*більше півстоліття, як швидко біжить час !!!, ціла історія*) і знав майже всіх її керівників (Дашевського А. Б., Ерліха Л. Б., Волощенко О. П., Маталіна А. О., Парфьонова О. К., Якимова О. В.) та інших співробітників кафедри. Кожен із них зробив свій істотний внесок у науку про технологію машинобудування, а також у становлення та розвиток кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту.

Недарма в описі історії кафедри [48, 78] Гусарєв В. С. умовно поділив її на декілька етапів: "***ПОЧАТОК***" – період її зародження, що охоплює, – з 1929 до 1939 рр., коли кафедру очолював видатний вчений професор Добровольський Віктор Опанасович, та "***СТАНОВЛЕННЯ***" – 1939–1941 рр. Після 1945 р. кафедра знову "***ВІДРОДЖУЄТЬСЯ***". Купується нове обладнання, відроджуються та зміцнюються наукові та виробничі зв'язки з провідними підприємствами та навчальними закладами країни.

З приїздом в 1963 р. на кафедру професора Маталіна Андрія Олександровича (фото 1), зароджується та розвивається наукова школа технологів-машинобудівників (період "***СТВОРЕННЯ***"). Будується нове приміщення кафедри (фото 2), створюються навчальні лабораторії

та встановлюється нове обладнання (фото 3 і 4), розширюється колектив кафедри (фото 5 і 6).



Фото 1 – Професор Маталін Андрій Олександрович



Фото 2 – Кафедра "Технологія машинобудування"
Одеського національного політехнічного університету
(знімок 2025 р.)



а б

Фото 3 – Лабораторія автоматизації (а)
і верстатна лабораторія (б) (2025 р.)



Фото 4 – В лабораторії кафедри "Технологія машинобудування "(1972 р.)
Зліва-направо: Гусарєв Володимир Сергійович, Романцев Петро В.,
Баришніков Віктор Олексійович, Маталін Андрій Олександрович,
Кремнєв Георгій Петрович, Руднєв Олег Миколайович



Фото 5 – Колектив кафедри (викладацький склад) (1963 р.)
1-й ряд: 1. Ломакін Віталій Костянтинович, 2. Дашевський Анатолій Борисович, 3. Маталін Андрей Олександрович, 4. Волощенко Олексій Петрович, 5. Рисцова Валентина Спиридонівна, 6. Полив'янок Віктор М.
2-й ряд: 1. Бабич Борис Адамович, 2. Стаянов Анатолій Іванович, 3. Добровольська Галина Вікторівна, 4. Брік Володимир А., 5. Гусарєв Володимир Сергійович, 6. Носов Сергій Кузміч, 7. Стефанський Микола І., 8. Коваленко Юрій Андрійович

У ці роки кафедра в основному займається вдосконаленням педагогічної роботи та розвитком наукових досліджень у галузі обробки деталей машин, удосконаленням ріжучого інструменту та питаннями матеріалознавства.

Практично майже всі молоді фахівці, які прийшли в ці роки з виробництва або інститутської лави, захистили дисертації та продовжили свою педагогічну та наукову роботу на кафедрі (Колкер Я. Д., Парфьонов О. К., Некрасов Є. М., Лебедєв В. Г., Кутяков В. М., Ломакін К. В., Кремнєв Г. П., Руднєв О. М., Григор'ян Г. Д., Лінчевський П. А., Іллященко А. А., Католіченко В. Г. та ін.). Вони склали основу колективу кафедри, на посаді завідувача якої був професор Якимов Олександр Васильович.

Попередник Якимова Олександра Васильовича на посаді завідувача кафедри Заслужений діяч науки та техніки, доктор технічних наук, професор, Маталін Андрій Олександрович, який повернувся в 1972 року до Ленінграда, залишив кафедру в період її "***РОЗКВІТУ***". А під керівництвом доктора технічних наук, професора Якимова Олександра

Васильовича продовжується її подальший "***РОЗВИТОК***" та загальне "***ВИЗНАННЯ***", як однієї з провідних кафедр нашої великої країни.



Фото 6 – Колектив кафедри (викладацький та навчально-допоміжний персонал) (1972 р.)
Сидять зліва-направо: 1. Парфьонов О. К., 2. Дашевський А. Б., 3. Половець Л. О., 4. Якушева В. В., 5. Рисцова В. С., 6. Маталін А. О., 7. Плакідюк (Гризан) В. І., 9. Свиницька В. І.
Стоять: 1-й ряд. 1. Гусарєв В. С., 2. Брік В. А., 3. Романцев П. В., 4. Кутяков В. М., 5. Кремнєв Г. П., 6. Дмитришин В. А., 7. Григор'ян Г. Д., 8. Колкер Я. Д., 9. Полів'янок В. М., 10. Волкович О. Д., 11. Хайловський М. Т.
2-й ряд. 1. Філоненко Н. С., 2. Іллященко А. А., 3. Ломакін К. В., 4. Лінчевський П. А., 5. Руднєв О. Н., 6. Баришніков В. О., 9. Брунов Є. О.

Про життя Якимова Олександра Васильовича написано багато спогадів [90, 95, 97]. Особливо постарався в тому, щоби залишити пам'ять про батька, його син Олексій Олександрович [77 – 79, 108]. І, здається, що вже нема про що більше писати, але 100-річчя – це велика дата і є про що згадати.



Фото 7 – Професор Якимов Олександр Васильович (2013 р.)

Прийшовши в 1975 році на роботу на кафедру "Технологія машинобудування", я познайомився з Олександром Васильовичем (Фото 7), і практично відразу ж поринув у науково-дослідну роботу. Олександр Васильович прикріпив мене до одного із своїх аспірантів Маленьких Сергія Михайловича. У ці роки кафедра бурхливо розвивалася. Було укладено велику кількість госпдоговірних робіт з надання допомоги промисловим підприємствам у галузі покращення якості та точності оброблюваних деталей (підприємства машинобудівної та авіаційної промисловостей), особливо з використанням шліфувальних кругів нової конструкції з переривчастою робочою поверхнею різних модифікацій.

Коли професор Якимов О. В. очолив кафедру "Технологія машинобудування" в Одеському політехнічному інституті, то його аспірантами в цей період були випускники Пермського політеху, які вже мали певний "заділ" у наукових дослідженнях. Олександр Васильович вважав, що претендент повинен більш-менш чітко визначитися з темою дисертаційної роботи, мати деякий досвід у проведенні наукових досліджень, а також накопичити певний обсяг матеріалу для майбутньої дисертації. Це допомагало майбутньому претенденту вже цілеспрямовано та на науковій основі проводити відповідні експерименти та

дослідження. Про цю особливість Олександра Васильовича згадують багато його учнів.

Так, почесний працівник вищої професійної освіти, професор кафедри "Технологія машинобудування" Пермського державного технічного університету Грисенко Євген Всеволодович згадував: "… З перших днів моєї появи на кафедрі Якимов О. В. як би взяв наді мною шефство і став активно залучати до різних наукових і госпдоговірних робіт. Він підключав мене до своїх аспірантів, щоб я придивлявся, набирався досвіду і ретельно освоював різні методики НДР і НДДКР, верстати та оснащення, приймав активну участь у різних експериментах" [79, с.153]. І лише через певний проміжок часу, коли майбутній аспірант уже набув здатності до самостійних наукових досліджень, навчився узагальнювати та аналізувати результати наукових експериментів, отримував самостійну тему для дисертаційної роботи. У 1976 р. у Вченій Раді Одеського політехнічного інституту Грисенко Євген Всеволодович успішно захистив дисертацію з питань переривчастого стрічкового шліфування.

Подібними спогадами поділився і канд. техн. наук Ковальчук Євген Миколайович (випускник Одеського політехнічного інституту 1979 року, який працював на кафедрі "Технологія машинобудування" до 2017 року (фото 8). Його кандидатську дисертацію було присвячено обробці деталей "крестовин", що використовуються в автомобільній техніці. Як розповів Євген Миколайович, на першому етапі він також був прикріплений до пермської аспірантки Якимова О. В., Ложкіної Л. А., і допомагав їй у початковий період в експериментах з наведення так званого "білого шару" на оброблюваній поверхні. При цьому не обійшлося і без курйозу. Під час чергового експерименту (що проводила Ложкіна Л. А. разом з Ковальчуком Є. М.) включили верстат для глибинного шліфування (одного часу був у нас на кафедрі такий верстат для спеціальних експериментів), задали досить велику подачу на врізання, без охолодження, для того, щоб отримати цей самий "білий шар". У результаті отримали деталь, розпечену до червоного світіння, а важкий верстат готовий був зірватися взагалі з опор і до нього було страшно підійти. Довелося вимикати його ногою, благо що на пульті управління, для екстреного вимикання існує велика червона кнопка, і промахнутися повз неї навіть ногою було неможливо. Але зрештою Ложкіна Л. А. так і не захищала дисертацію.



Фото 8 – Канд. техн. наук, старший викладач
Ковальчук Євген Миколайович

У процесі роботи над дисертаціями аспіранти, здобувачі та інженери працювали практично цілими днями. Робочий день розпочинався на кафедрі з 8.00 та закінчувався пізно ввечері. В один із таких днів аспіранти Якимова Олександра Васильовича, Ковальчук Є. М. і Рахмані Абдул Кудус (з Афганістану), проводячи чергові експерименти, так запрацювалися, що не помітили, як їх увечері закрили на кафедрі. Виявляється, ще один аспірант Оборський Геннадій Олександрович (майбутній ректор ОНПУ) працював в іншому приміщенні та після закінчення своїх експериментів, не помітивши, що в лабораторії ще залишалися люди, закрив кафедру. Що залишалося робити шановним молодим інженерам Ковальчуку Є. М. (майбутньому викладачеві на рідній кафедрі) та Рахмані А. К. (майбутньому провідному професору Кабульського університету)? Не ночувати ж до ранку в холодних приміщеннях кафедри! А сталося це одного із зимових днів. Обидва були молоді, задерикуваті. І Ковальчук Євген виявив кмітливість. Справа в тому, що кілька вікон кафедри виходили на дах сусіднього приміщення. Через вікно він виліз на дах і спустився сходами вниз, щоб узяти на вахті ключі і відкрити кафедру. У цей момент його затримала охорона. Написали рапорт про те, що: "…*Невідома людина спустилася сходами*

з даху. Крім того, з ним був ще якийсь іноземець". Довелося викликати завідувача лабораторії Данишевського О. В. для впізнання особистостей, що спустилися з даху та з'ясування, що вони там робили вночі?

Як уже згадувалося раніше, автор цієї статті також на порозі своєї наукової діяльності був прикріплений для допомоги одному з аспірантів Якимова О. В. (аспіранту Маленьких С. М.), що досліджував проблеми шліфування доріжок кочення кілець шарикопідшипників вулканітовими кругами. Потім був направлений на допомогу аспіранту Сиротіну Володимиру Петровичу (з ВолзькВНДІАШ), який займався питаннями виробництва та конструкцією нового абразивного інструменту (переривчастих та композиційних кругів), особливостями виробництва та експлуатації такого інструменту.

Найчастіше основним напрямом наукової роботи аспірантів і здобувачів у професора Якимова О. В. було вирішення теплових завдань та їх вплив на фізико-механічні параметри поверхневого шару оброблюваних виробів.

Над вирішенням цих питань працювали аспіранти: Кігель І. Г. під час обробки виробів із твердих сплавів алмазними кругами з переривчастою робочою поверхнею (дисертаційну роботу з цієї теми захищено у 1971 р.); Маленьких С. М. під час шліфуванні доріжок кочення кілець шарикопідшипників вулканітовими кругами (захист дисертації на тему відбувся 1977 р.); Бахвалов В. А. щодо дослідження якості поверхневого шару в умовах зубошліфування конусним кругом (роботу захищено в 1978 р.); Мубаракшин Р. М. під час профільного шліфування (захист відбувся в 1978 р.); Політов М. Ф. під час шліфування деталей класу кулачків та утворення на поверхні білого шару (роботу захищено в 1980 р.); Усов А. В. – під час встановлення залежності якості поверхневого шару деталей від термомеханічних явищ в умовах шліфування (1980 р.); Шарков В. О. під час заточення ріжучого інструменту кругами, імпрегнованими контактним способом (1985); Сазонов І. П. – під час шліфування деталей з дифузійними покриттями (1987). Роботи Соколова В. Ф. (1989 р.) і Ткаченко Б. О. (1994 р.) під час різьбошліфування багатониткових та прецизійних ходових гвинтів та інші роботи.

Після довгих наукових пошуків автор цієї статті звернув свою увагу на можливості та особливості виникнення коливального процесу в умовах переривчастому шліфуванні, а також окремі роботи в цій галузі:

– дисертацію Свірщева В. І. щодо динамічних особливостей переривчастого шліфування та вплив цих процесів на геометричні показники якості поверхні під час плоского шліфування (1977 р.);

– статтю Бондаря С. Є. "Про рух шпинделя шліфувального верстата з ексцентрично зосередженою масою", опубліковану в журналі "Машинознавство", №1, 1965. С. 78–86;

– Гусєва В. Г.: (Гусєв В. Г., Кафідов В. М. "Рух осі шпинделя при суцільному та переривчастому шліфуванні", журнал "Вісник машинобудування", №2 за 1985 р. С. 48–52;

– Горбунов Б. І., Гусєв В. Г. "Коливання осі шпинделя під дією дисбалансів консольно-закріпленого круга", журнал "Вісті вузів" №7, 1977. С. 135–139);

– Ісаєва А. І. та Анохіна В. С. "Застосування ультразвукових коливань інструменту при різанні металів" (Вісник машинобудування, №5, 1962. С. 56–62);

– робота Подураєва В. М. "Обробка різанням з вібраціями" (1970) та ін.

Підводячи резюме з цього питання журналіст Щербаков А. у газеті "Прапор комунізму" (09.04.1982 р.) зазначав, що «…у нього (Якимова О. В.) дуже жорсткі принципи відбору, які далеко не зовсім подобаються. В аспірантуру потрапляють лише ті, хто має не лише тему і бажання стати кандидатом наук, а й солідний заділ у вигляді вже виконаних досліджень і написаних сторінок. …Такий стиль пошуку (за відповідної працездатності та наполегливості у досягненні поставленої мети) … обов'язково переростає в захоплення, без якого … не варто замахуватися на науку".

На жаль, не всі грамотні, тямущі молоді фахівці, які прийшли на кафедру, змогли витримати такий принцип відбору. Пропрацювавши на кафедрі протягом 2–3-х років і не вибравши для себе конкретну тему для подальших досліджень, вони поверталися на виробництво. Але, отримавши за цей період певні навички у дослідницькій творчій роботі, вони досягали великих успіхів на своїх підприємствах.

Наприклад, Кржечковський Євген Георгійович (випускник 1979 р.) після закінчення інституту 3,5 роки працював на кафедрі. Під керівництвом доцента Іллященко А. А. займався питаннями притирання, а потім пішов працювати інженером на завод "Радіально-свердлильних вер-

статів". Випускник ОПІ Поліщук Георгій перейшов на завод прецизійних верстатів (ОЗПС) потім став головним технологом ОЗПС (ПЗ "Мікрон"); Чуяс Юрій Андрійович перейшов інженером у технологічний інститут.



Фото 9 – Колектив кафедри "Технологія машинобудування" (2002 р.)
Сидять: 1. Ларшин В. П., 2. Якимов О. В., Лінчевський П. А., Гусарєв В. С., Кремнєв Г. П.
Стоять: 1. Ткаченко Б. О., 2. Онищенко С. М., 3. Соколов В. Ф., 4. Наддачин В. Б., 5. Ковальчук Є. М., 6. Яровий Ю. В., 7. Буюклі І. М.

Але ті, хто подолав цей бар'єр, молоді кадри (Ткаченко Б. О., Соколов В. Ф., Ковальчук Є. М., Наддачин В. Б., Яровий Ю. В., Буюклі І. М. та ін.) склали надалі додатковий "кістяк" науково-педагогічного колективу кафедри (фото 9).

Навчально-педагогічний колектив старшого покоління, який формувався ще за часів професора Маталіна А. О. (Гусарєв В. С., Колкер Я. Д., Парфьонов О. К., Некрасов Є. М., Лебедєв В. Г., Ломакін К. В., Кремнєв Г. П., Руднєв О. М., Лінчевський П. А. та ін. (фото 6)), та співробітники, що прийшли на кафедру, яку очолював професор Якимов О. В., склали добре підготовлений, кваліфікований колектив.

Деякі зі співробітників, крім технічної освіти, мали ще й спеціальну математичну підготовку. Наприклад, Некрасов Євген Миколайович (ви-

пускник ОПІ 1958 р.) закінчив ще Одеський державний університет імені І. І. Мечникова (1965 р.). Усов Анатолій Васильович (випускник ОПІ 1976 р.) закінчив Одеський державний університет ім. І. І. Мечникова (за спеціальністю "Математика"). Добру математичну підготовку мали Лебедєв В. Г., Ковальчук Є. Н., Ткаченко Б. О.

Під час керівництва кафедрою професора Якимова О. В. існувало навіть таке неписане правило: молоді викладачі в обов'язковому порядку мали відвідувати заняття провідних викладачів кафедри та набиратися досвіду викладацької та педагогічної роботи з студентами.

Доцент Колесник В. М.: "…Навчаючись вже у аспірантурі, ходив на лекції до професора Лінчевського П. А. …Повністю, ще раз прослухав курс з дисциплін "Технологія обробки типових деталей (ТОТД) ", "Теоретичні основи технології машинобудування (ТОТМ) ". І як результат такої позитивної роботи – це висловлювання колишніх студентів:

Кржечковський Є. Г. (випускник 1979 р.). (На пенсію вийшов із посади начальника "Відділу проектування гнучких виробничих ділянок"). (… Планка рівня навчання в ОНПУ, і на кафедрі "Технологія машинобудування" у тому числі, була дуже висока. І коли **Я** (К.Є.Г.) перейшов на роботу на завод "Радіально-свердлильних верстатів", відчув, що **Я** щось знаю: що таке "вал"; що таке "отвір"; що таке допуски та посадки; чому, наприклад, при посадці підшипника на вал треба ставити посадку "*k*", а не ковзну "*s*", і багато іншого… Звичайно, спілкування з виробниками нічим не можна замінити, але саме викладачі кафедри заклали "зернятко знань" і дали дуже багато).



Фото 10 – Канд. техн. наук, доцент Колесник Василь Михайлович

Колесник В. М. (фото 10, випускник 2011 р., канд. техн. наук, доцент, 2019–2023 рр. відповідальний секретар приймальної комісії ОНПУ, на даний час директор "Центру організаційно-технічного забезпечення діяльності вступу на навчання") (… Усі наші викладачі (кафедри "Технологія машинобудування") – професіонали своєї справи. Наприклад, доцент Ткаченко Б. О. на лекції за півгодини викреслював на дошці пристосування з технологічного оснащення будь-якої складності, а ти сидиш і дивуєшся! Як це виходить!?)

Лекції професора Лінчевського П. А. за дисциплінами ТОТД і ТОТМ були чітко побудовані у своїй послідовності, жорстко структуровані.

Або, наприклад, методика спілкування з студентами приват-професора Гусарєва В. С. (Фото 11), коли простими аналогіями на прикладі роботи побутових машин, з якими ми стикаємося щодня, він пояснював студентам що таке автоматизація. Образно кажучи, треба було мати *талант*, щоб *НЕ ЗРОЗУМІТИ* Володимира Сергійовича.

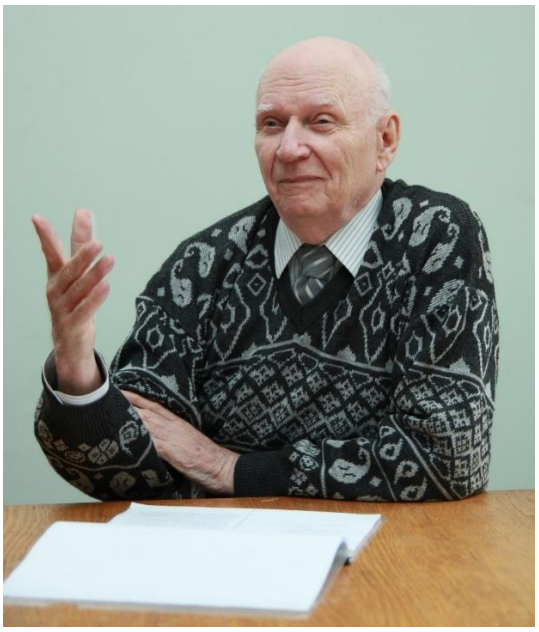


Фото 11 – Приват-професор Гусарєв В. С. на заняттях з студентами

Доцент Наддачин В. Б. супроводжував свої лекції з дисциплін "Проєктування" та "Виробництво заготовок" демонстрацією викладеного на тему матеріалу на великому екрані за допомогою технічних засобів навчання (фото 12), а модульні контрольні за темами проводив у вигляді рішення кросвордів. У нас (студентів) було задоволення від спілкування із професіоналами найвищого класу).

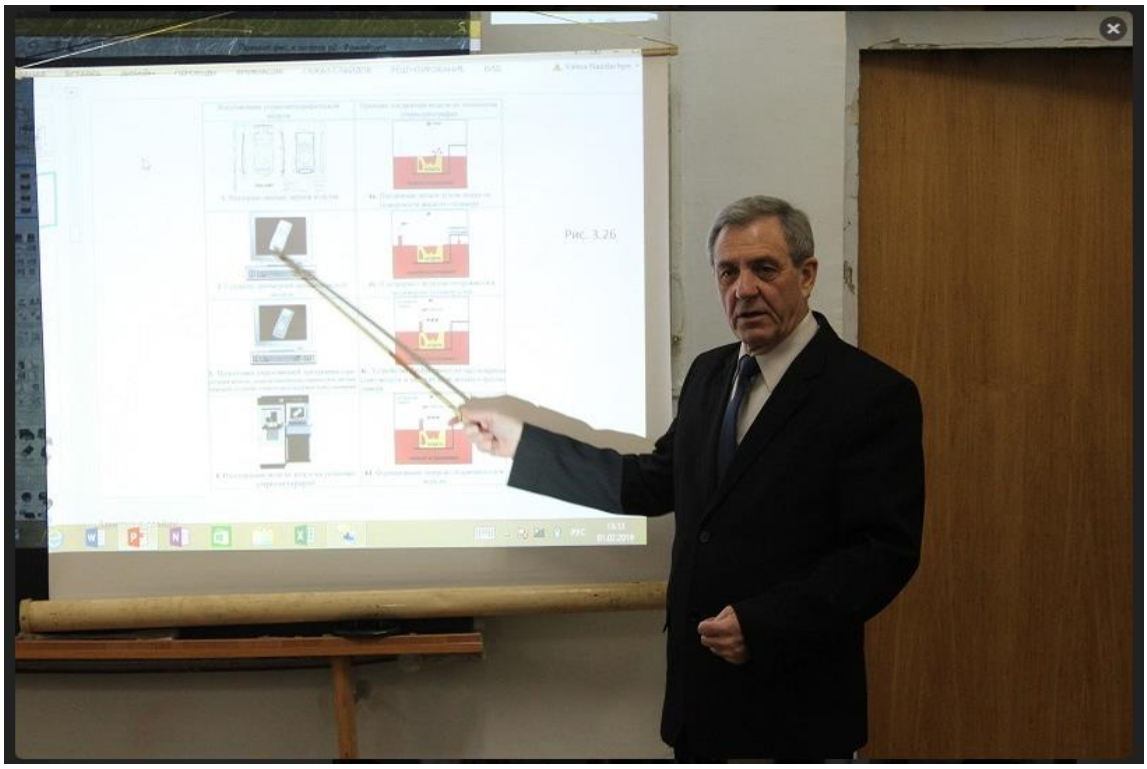


Фото 12 – Доцент Наддачин В. Б. проводить лекцію
з дисципліни "Виробництво заготовок"



Фото 13 – Канд. техн. наук, доцент Яровий Юрій Валентинович

Яровий Ю. В. (випускник 1997 р., канд. техн. наук, доцент, до 2022 р. доцент кафедри "Технологія машинобудування" ОНПУ (фото 13)), (нині доцент кафедри "Підйомно-транспортних машин та портової інфраструктури", Морський університет). Як і багато аспірантів, Юрій Валентинович розпочинав свою наукову діяльність з вивчення питань вико-

ристання у технологічних процесах олівців твердого мастила (КМС), якими займався доцент Кремнєв Г. П. Вивчав процеси правлення шліфувальних кругів методами плазмової обробки. Займався питаннями САПР із доцентом Некрасовим Є. М.

У результаті дисертацію на тему "Вибір технологічних процесів на основі енергетичних критеріїв" написав під керівництвом приват-професора Гусарєва В. С. та успішно захистив у 2014 р.

Звичайно, студентам – колишнім школярам, які ніколи не стикаються з реальним виробництвом, важко було зрозуміти, що таке технологія виробництва машин, чим відрізняється токарний верстат від фрезерного або шліфувального, і яким чином взаємодіють різець, фреза або шліфувальний інструмент з оброблюваною деталлю. Викладачі кафедри, використовуючи всі свої знання та досвід педагогічної роботи, намагалися донести до майбутніх інженерів основи інженерної діяльності.

Перелік дисциплін, що викладались майбутнім інженерам, був досить різноманітний, і змінювався у міру зміни вимог, які висуваються до підготовки майбутніх фахівців.

Наприклад, професор Якимов Олександр Васильович викладав дисципліни "Технологія машинобудування", "Наукові основи технології машинобудування". Він намагався залучити майбутніх молодих інженерів до наукової діяльності, виховати молоді наукові кадри для кафедри.

Спогади Ковальчука О. М.: "…Будучи студентами, ми слухали лекції Олександра Васильовича. Професор розповідав про новий напрямок у технології фінішної обробки металів – переривчасте шліфування та супутні теплові явища … Але лекції читав трохи монотонним голосом". "… Доцент Колкер Я. Д. також викладав дисципліну "Технологія машинобудування", розповідав цікаво, читав лекцію як артист, так викладався на лекції, аж піт проступав. Його було приємно слухати".

Природно, що кожен з викладачів мав своє бачення, своє уявлення щодо викладання курсу. Наприклад, за навчальними планами відповідної дисципліни, теми занять на потоках мають співпадати, але курс автоматизації, який викладали Гусарєв В. С., Хайловський Н. Т. та Руднєв О. М. зовсім не перетиналися один з одним. А курс, що читав Кремнєв Г. П. для гр. МС, – це 4 варіант бачення предмета. Він читав його переважно дотримуючись відомого підручника. У Руднєва О. М. дуже цікаве, абсолютно не стандартне мислення.



Фото 14 – Професор Якимов О. В. серед співробітників кафедри "Технологія машинобудування" (ОНПУ, 2004 р.):
1. Доцент Чумний Юрій Іванович; 2. Приват-професор Гусарєв Володимир Сергійович; 3. Професор Лінчевський Павло Адамович; 4. Інженер Ніца Галина Леонідівна; 5. Секретарка кафедри Катипунга Наталія Михайлівна; 6. Доцент Наддачин Валерій Борисович; 7. Професор Якимов Олександр Васильович

Професор Лінчевський Павло Адамович (фото 15) викладав дисципліни "Технологія обробки типових деталей" (ТОТД) та "Теоретичні основи технології машинобудування" (ТОТМ).

Яровий Ю. В.: "Лінчевський П. А. був грозою факультету, міг одразу поставити "2".

Як зазначалося раніше, лекції Павла Адамовича були строго структуровані. Коли Лінчевський П. А. приходив на кафедру, він обходив усі кімнати, з усіма вітався. Якщо він приходив першим, сам відкривав кафедру, і сам закривав її, якщо з якоїсь причини йшов останнім.

У свій час у нас на кафедрі в лабораторії стояв тенісний стіл. У обідню перерву усі співробітники НІЧ, інженери, аспіранти, а викладачі між лекціями збиралися в лабораторії "поганяти" тенісний м'яч. Зазвичай, "заводилою" всіх цих тенісних баталій був Лінчевський П. А. Він добре грав у теніс, часто ходив до спортзалу пограти у баскетбол.



Фото 15 – Професор Лінчевський П. А. на засіданні Вченої Ради



Фото16 – Гусарєв В. С. на занятті з дипломником

Приват-професор Гусарєв Володимир Сергійович (фото 16) викладав "Автоматизацію виробничих процесів" (АВП); "Наукові проблеми сучасних технологій".

Яровий Ю. В.: "На лекціях з автоматизації Володимир Сергійович міг малювати будь-яку схему і водночас дуже зрозуміло розповідав, як це все працює, як здійснюється підналаштування, налагодження.

Як згадував Кржечковський Є. Г., "Гусарєв В. С. був грамотним викладачем на кафедрі – "грамотний до неможливості". Усі студенти звали його просто "*ВС*".

Доцент Кремнєв Георгій Петрович проводив заняття з дисциплін: "Технологічні основи машинобудування", "Ресурсо- та енергозберігаючі технології у машинобудуванні", "Технологія машинобудування (галузева)".



Фото 17 – Викладачі кафедри серед випускників магістрів гр. МТ (2009/2010 навчального року).
Викладачі: 1. Гусарєв В. С., 5. Наддачин В. Б., 6. Ткаченко Б. О., 7. Кремнєв Г. П., 9. Соколов В. Ф., 10. Буюклі І. М.
Студенти: 2. Тарасюк Денис, 3. Дун Шітао (Китай), 4. Гайван Степан, 8. Замрій Костянтин

Доцент Ткаченко Борис Олегович викладав дисципліни: "Технологічні пристрої", "Оптимізаційні завдання у механіці", "Основи наукових досліджень", "Проєктування технологічного оснащення".

Із спогадів Ярового Ю. В.: "У нашій групі дисципліну "Оснащення" викладав доцент Іллященко А. А. Цей предмет ми взагалі не розуміли. Що робити і як рахувати? Чому ми обираємо цю схему, а чи не іншу? Вже будучи інженером, я відвідував лекції Ткаченко Бориса Олеговича і розбиратися в цих питаннях. Він докладно розглядав сили, що виникають, напрямок їх дії і проводив аналіз. Дуже грамотний викладач".

Доцент Яровий Юрій Валентинович викладав дисципліни "Комп'ютерне проєктування технологічних процесів", "Методи автоматизованого проєктування технологічних процесів", "Моделювання та САПР ТП", "Програмування верстатів з ЧПК", "Охорона праці в галузі".

Останній із так званих "старожилів", який пішов з кафедри у 2022 році, Юрій Валентинович, який кілька місяців не допрацював до свого ювілею – 25 років роботи на кафедрі, зазначав, що дуже сумно було спостерігати згасання колись широко відомої (за часів професора Якимова О. В.) кафедри та її наукового потенціалу.



Фото 18 – Викладачі та студенти випускної групи (гр. МТ921. Останній дзвінок 12.1996 р.).
Викладачі: 1. Ломакін Костянтин Віталійович; 2. Ніця Галина Леонідівна; 3. Хайловський Микола Тимофійович; 6. Наддачин Валерій Борисович (сидять).
3. Соколов Віктор Флавійович; 4. Ткаченко Борис Олегович (стоять).
Студенти: 4. Мудревич Ольга; 5. Єрасова Наталія (сидять).
1. Павлова Марія; 5. Ярий Юрій; 6. Асс Наталія; 7. Васильєва Наталія; 8. Василишин Олексій (стоять)

Із спогадів Ярового Ю. В.: "У студентські роки пройшов навчання у доцента Кремнєва Г. П. (викладав дисципліну "Технологія машинобудування"), старший викладач Шарков В. О. (викладав дисципліну "Програмування обробки на верстатах з ЧПУ"), доцент Іллященко А. А. (викладав дисципліну "Оснастка"). Цей предмет ми взагалі не розуміли.

Що робити і як рахувати? Доцент Ломакін К. В. (викладав дисципліну "Проєктування цехів"). Розповідав завжди дуже зрозуміло, просто. За матеріалами лекції вставляв свої цифри та виходила готова РГР.

Доцент Некрасов Є. М. (викладав дисципліну "САПР ТП"). Людина, яка могла "запалити" інтерес до досліджень, а могла і "згасити". Завжди загорявся новими ідеями, багато часу приділяв питанням, що розробляються, чому, наприклад, нова система не запускається, але при цьому дорожив своєю працею. Євген Миколайович був чоловік імпульсивний. Міг сказати, що і як треба робити, і ти робитимеш усе дуже добре, але, якщо його щось не задовольняло, міг сказати, що не вмієш і займайся чим хочеш.

Як зазначив Яровий Юрій Валентинович, кафедра дала добрі знання, і на їх основі можна розпочинати інженерну діяльність, продовжити навчання та вдосконалювати свою професійну підготовку.

Доцент Буюклі Іван Михайлович (фото 19) викладав дисципліни "Виробнича логістика в машинобудуванні", "Технологічні основи машинобудування", "Проєктування механоскладальних цехів", "Інженерія поверхневого шару", "Проєктування автоматизованих дільниць та цехів".



Фото 19 – Доцент Буюклі І. М. із своїм аспірантом Колесником В. М.

Доцент Наддачин Валерій Борисович (фото 20) викладав дисципліни "Технологія машинобудування в галузі", "Процеси та операції формоутворення", "Проєктування та виробництво заготовок", "Техніко-технологічне забезпечення виробництва", "Системи технологій промисловості".



Фото 20 – Доцент Наддачин В. Б. проводить заняття
з студентами з Індії (група МТ 933, травень 1996 р.)

У ті роки студенти кафедри 4 і 5 курсів приймали активну участь у Всеукраїнських студентських олімпіадах з технології машинобудування.



Фото 21 – Наддачин В. Б. з учасницями олімпіади Оленою Рич
та Вікторією Черненко (Дніпродзержинський технічний університет,
25 –29.04.2005 р.)



Фото 22 – Наддачин В. Б. з учасниками олімпіади:
Михайло Кудряшов (праворуч) та Валентина Харченко (ліворуч),
(студенти гр. МІ 021, ДДМА, м. Краматорськ, квітень 2006 р.)



Фото 23 – Керівники студентських команд на олімпіаді у ДДМА 2006 р.
Зліва-направо: 1. Боркун А. І., 2. Яновський В. А., 3. Захаркін А. У.,
4. Кірсанов А. М., 9. Білоненко Н., 12. Наддачин В. Б., 14. Мурзін Л. М.



Фото 24 – Ковальчук Євген Миколайович

Старший викладач Ковальчук Євген Миколайович (фото 24, випускник Одеського політехнічного інституту, 1979 року), викладав дисципліни "Теорія автоматичного керування", "Автоматизація виробництва та технічних вимірювань". Його кандидатську дисертацію було присвячено питанням обробки "хрестовин". Захист проходив дуже жваво. У роботі розглядалися питання точності, теплові явища, що виникають під час обробки деталей такої конструкції, управління процесом. Зіткнулися дві думки: "розрахункові деталісти" (представляв професор Сергєєв С. Т.) та інженерів-технологів. На дискусії чомусь усі "вдарилися" у питання управління процесом. Сергєєв С. Т. за підтримки Бєлоконєва І. М. доводили, що таким чином питання міцності не вирішуються. Ковальчук Євген Миколайович довів, що ці питання можна вирішити чисельними методами. На підтримку претендента виступив доцент Ткаченко Б. О. та технологи з інших кафедр. Професор Якимов О. В. не став втручатися у цю дискусію. У результаті: за – проголосували 11, проти – 4 члени вченої ради. Допомогла, мабуть, "шахова підготовка".

Ковальчука Євгена Миколайовича часто можна було побачити граючого у шахи з співробітниками кафедри. За спогадами самого Євгена Миколайовича, знайомство з факультетом у нього відбулося ще після 9-го класу школи, коли його батько, доцент ОПІ Ковальчук Микола Іванович привів його для знайомства з факультетом. У деканаті відбулося його перше знайомство з одним із викладачів кафедри доцентом

Григоряном Георгієм Давидовичем (тоді заступником декана МТФ). Оскільки Євген Миколайович ще у шкільні роки добре грав у шахи, вони там же в деканаті провели з Григоряном Г. Д. бліцтурнір. Григорян Г. Д. швидко розумів, швидко грав. Але партія зрештою закінчилася внічию. Вже студентом 1 курсу Євген став приймати участь у шахових турнірах, у яких приймали участь і викладачі – доценти Некрасов Є. М. та Кремнєв Г. П. За оцінкою самого Ковальчука Є. М., Кремнєв Г. П. грав майже як Григорян Г. Д.: швидко розумів, швидко грав.

У Некрасова Є. М. відчувалася певна шахова школа. Він вибудовує певну ідею, і намагається її просунути до шахової партії. Він міг у процесі гри так провести партію, що противнику вже нічого не залишалося як програти, інакше кажучи, "взяти за зябра та затиснути", і на турнірі майже так і вийшло. Коли Ковальчук Є. М. відчув цю ситуацію, зіграла хороша шахова підготовка – різко перейшов у лобову атаку (пожертвувавши при цьому деякими фігурами) та у підсумку виграв партію.

Кремнєв Г. П. також приймав участь у шахових турнірах, представляючи факультет. Грав швидко, але з ним проблем не було (за оцінкою Ковальчука Є. М.), він нічого особливого не хотів. Просто виставляв "вогнетривкий, глухий" захист, тобто щоб не зіпсувати позицію і нічого не віддати, і чекав, коли противник помилиться.

З Некрасовим Є. М. складніше. Він постійно намагався нав'язати свою позицію, змушує противника помилятися.

Як згадувалося раніше [78, с. 323 – 328], після остаточного вибору аспірантом теми дисертації та певного напрацювання, професор Якимов О. В. приймав активну участь у її вдосконаленні та остаточному оформленні.

За час роботи на кафедрі Якимов Олександр Васильович запам'ятався співробітникам кафедри саме такою (як на фото 24) доброю, м'якою людиною, яка завжди усміхається.

Таким він і зображений у серії портретів.

Наприкінці 2023 р. Якимов Олексій Олександрович (син Олександра Васильовича), надіслав мені серію портретів професора Якимова О. В. намальованих як професійним художником, так і студентами-любителями (рис. 25). (Хоча Олексій Олександрович і сам добре малював. Його серія портретів відомих громадських та державних діячів вражає своєю оригінальністю).

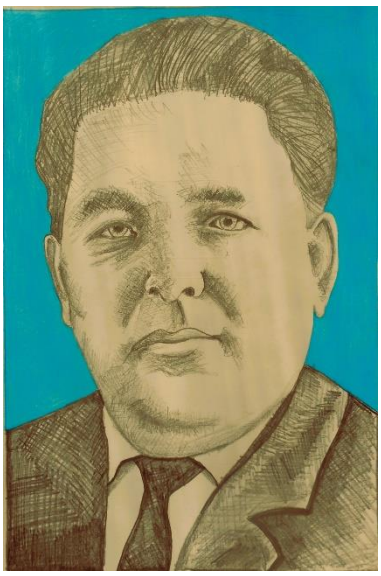


Фото 25 – Колектив кафедри "Технології машинобудування" (2013 р.)
Сидять: 1. Кремнєв Г. П., 2. Ларшин В. П., 3. Якимов О. В.,
4. Наддачин В. Б., 5. Буюклі І. М.
Стоять: 1 ряд. 1. Кутузова О. А., 2. Катіпунг Н. М., 3. Бортнік О. Д.,
4. Баланюк Г. В., 5. Колесник В. М.
2 ряд. 1. Оніщенко С. М., 2. Соколов В. Ф.,
3. Ткаченко Б. О., 4. Гусарєв В. С.

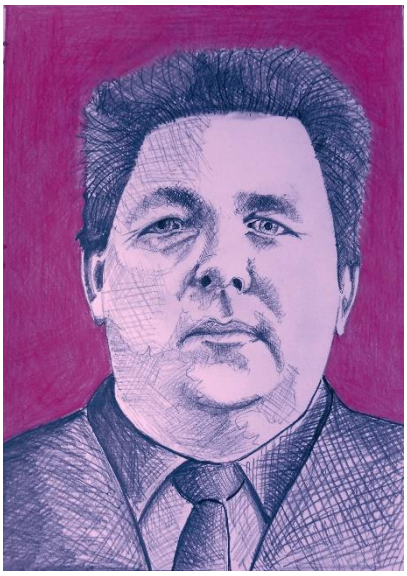
Є дуже цікаві малюнки, що показують живого, з доброю посмішкою професора Якимова Олександра Васильовича (рис. 26,е,з).

Найцікавіший з них (рис. 26,з) був поміщений на обкладинку першої книги із серії книг [77] (вип. 2019 р.), присвяченої життю шановного професора Якимова Олександра Васильовича (фото 27). Мрійник на тлі вітрильника з яскраво-червоними вітрилами, що відноситься на хвилях у далекі морські простори.

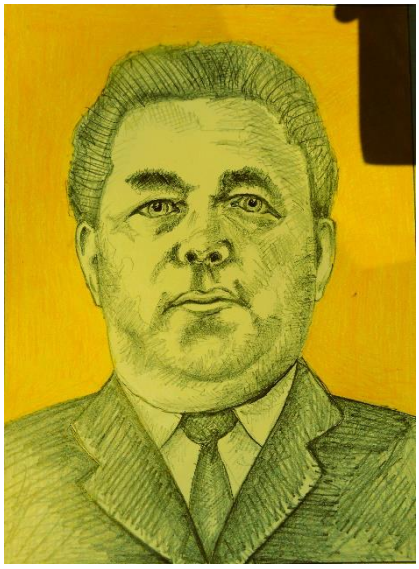
Цікаві також малюнки, на яких художник постарався відобразити і основний напрямок наукової діяльності Олександра Васильовича, зобразивши його портрет на фоні шліфувального круга з переривчастою робочою поверхнею (рис. 26,м) та осцилограми зміни температури в зоні шліфування (рис. 26,л).



а



б



в



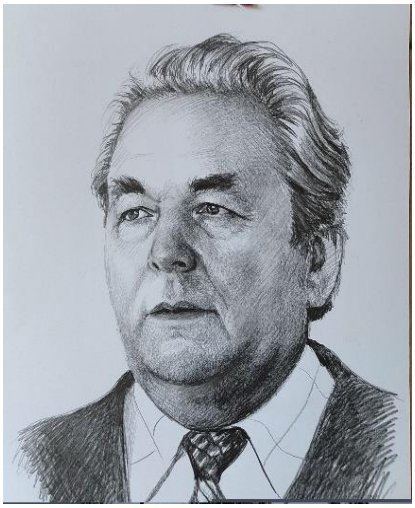
г



д



е



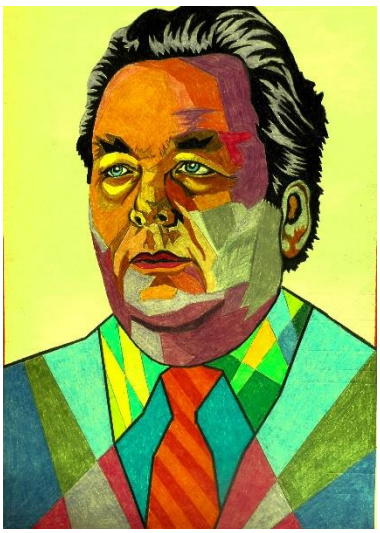
ж



з



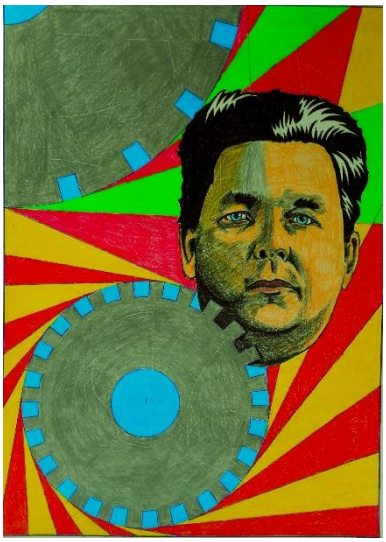
и



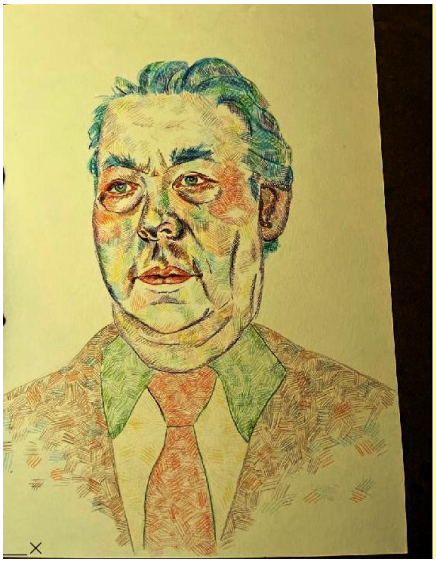
к



л

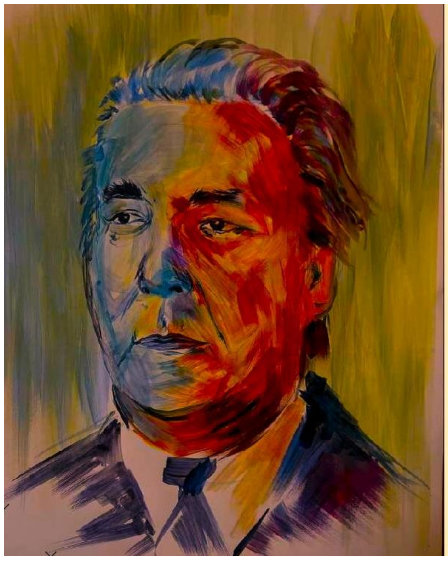


м



СТУДЕНТКА
ГРУПИ "МР-233"
КАМІНЬСКА
ВІКТОРІЯ

н



СТУДЕНТКА
ГРУПИ "МР-233
ТУРКМАНІ
ЖЕССІКА

о

Рисунок 26 – Серія малюнків із портретами професора Якимова О. В.

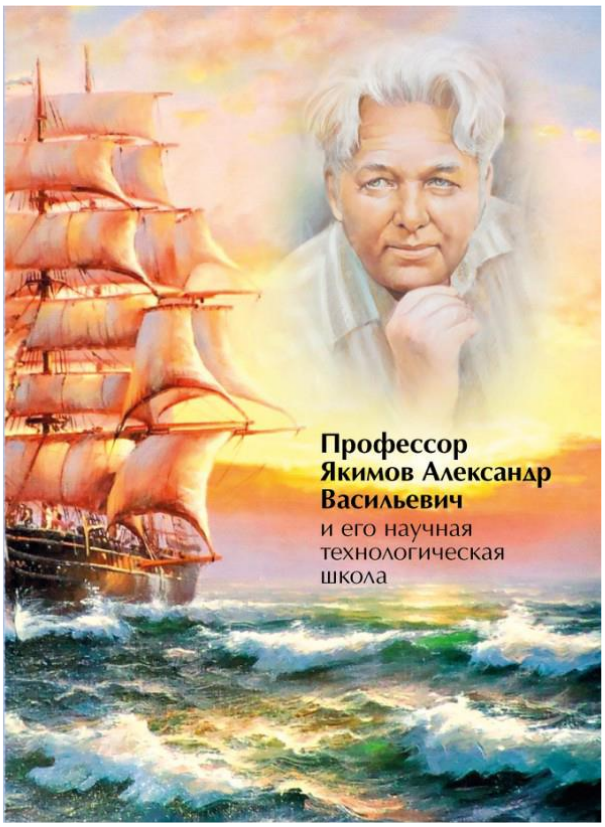
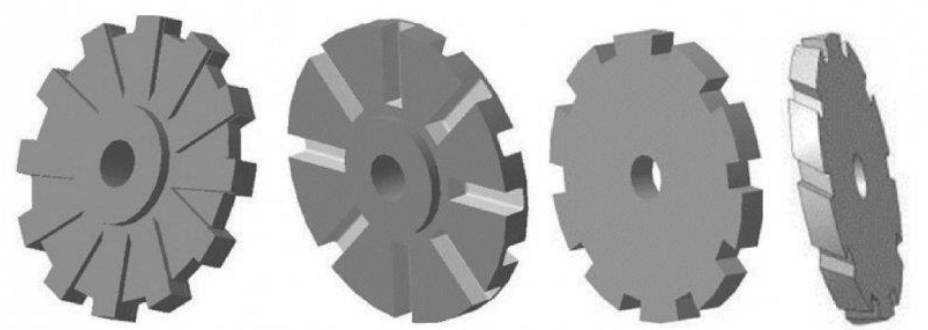


Фото 27 – Обкладинка книги, присвяченої професору Якимову О. В.

Як зазначено раніше, період, протягом якого кафедрою керував професор Якимов О. В., недарма назвали часом "***РОЗВИТКУ***" та "***ВИЗНАННЯ***" провідної ролі кафедри "Технологія машинобудування" Одеського політехнічного інституту. У цей період на кафедрі проводився великий та досить різноманітний обсяг наукових досліджень. Здійснювався тісний зв'язок з підприємствами, що виготовляють абразивний інструмент: Іршавський, Лузький, Волзький, Челябінський та інші абразивні заводи; з підприємствами машинобудівної та авіаційної промисловості, з науково-дослідними інститутами та спорідненими кафедрами інших вузів. Наукові розробки професора Якимова О. В. сприяли подальшому розвитку конструкцій обробного інструменту з робочою поверхнею, що має переривчастий профіль.

Так у роботі [21] наведено різні конструкції такого інструменту та напрямок його розвитку: з переривчастою робочою поверхнею (керованим рельєфом), розділивши на традиційні абразивні круги, що мають переривчасту поверхню (рис. 6.1), з регульованим рельєфом (рис. 6.2), шліфувальні круги з керованим рельєфом (рис. 6.3), круги з 3D надрукованою структурою робочої поверхні (рис. 6.4) та абразивні стрічки із заданим рельєфом (рис. 6.5).



а) пресовані круги з радіальним розташуванням пазів

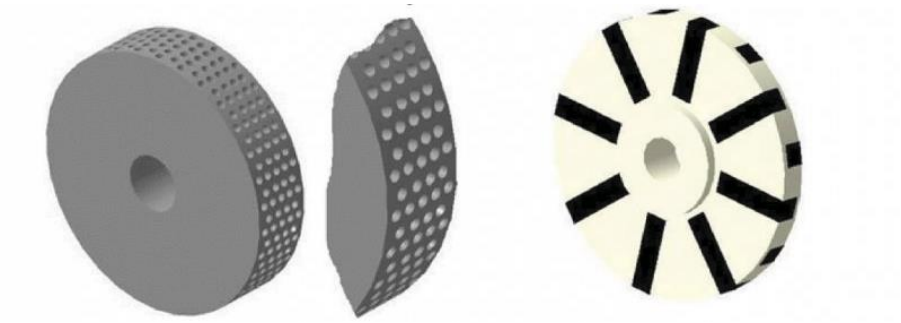
б) круги з прямими та похилими пазами



в) круг для шліфування зубів зубчастих коліс

г) круг для шліфування торцем

д) круг для заточування інструменту



е) круг з дискретною ріжучою поверхнею

ж) композиційний круг

Рисунок 6.1 – Варіанти конструкцій абразивних кругів із заздалегідь заданою переривчастою робочою поверхнею (а–е), і частково формованою переривчастістю в процесі зношування (ж)

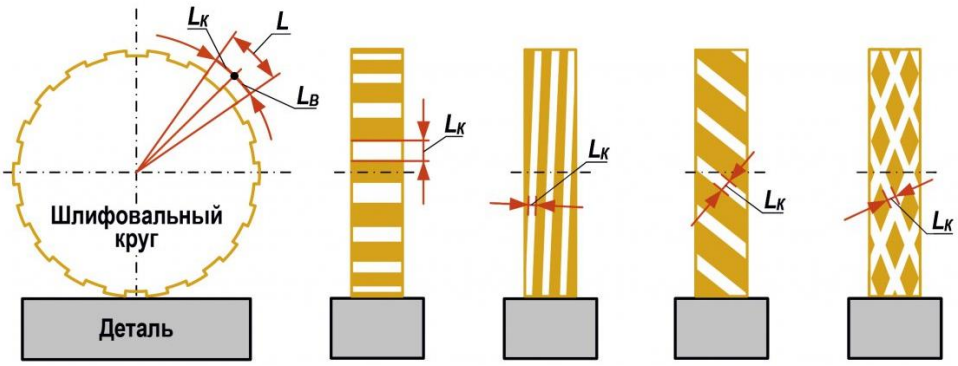


Рисунок 6.2 – Конструкції кругів з регульованим рельєфом та їх конструктивні параметри



а) круг з тристороннім покриттям та наскрізними отворами

б) односторонній та двосторонній круги

в) круг для обробки скла з хрестоподібним рельєфом

Рисунок 6.3 – Шліфувальні круги з керованим рельєфом



Рисунок 6.4 – Сучасні переривчасті круги з 3D-надрукованими структурами

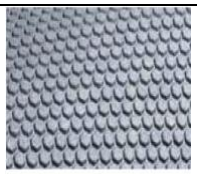
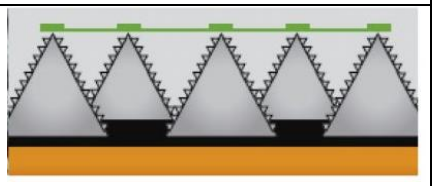
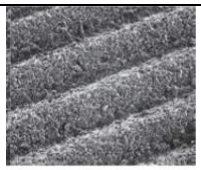
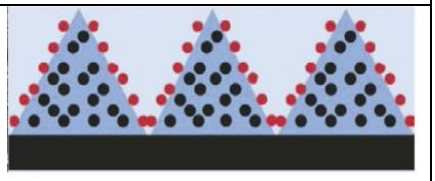
Абразивні матеріали Trizacl™ фірми 3M				
Традиційний матеріал	Trizacl™	Trizacl™ 463FC	Trizacl™ FC	Схема інструмента
				
Абразивні матеріали NORaX фірми Norlon				
Форма піраміди	тригранна форма	Тонка тригранна форма	Квадратна форма	Схема інструмента
				

Рисунок 6.5 – Абразивні стрічки із заданим рельєфом

На базі кафедри було організовано науковий семінар (під керівництвом професора Якимова О. В. і доцента Кремнєва Г. П.) та щорічно проводились науково-технічні конференції за тематикою "Ресурсо- та енергозберігаючі технології". Викладачі, співробітники НІЧ та студенти приймали участь та могли виступати з доповідями на наукових конференціях будь-якого рівня, як місцевих, так і міжнародних (Фото 28).



Фото 28 – Міжнародна наукова конференція TRIBO 85 (Ташкент 22–26 травня 1985 р.). (Голова секції професор Дальський А. М. (МВТУ ім. Баумана), секретар Наддачин В. Б. (ОПІ))



Фото 29 – Професор Якимов О. В., аспірант Бахвалов В. і молодший науковий співробітник Наддачин В. Б. на конференції у Києві

У 1990 році завідувачем кафедри було обрано доцента Кремнєва Георгія Петровича. Викладачі та співробітники кафедри продовжували займатися науковою та педагогічною діяльністю, вирішенням наукових питань, поставлених ще професором Якимовим О. В. Але, на жаль, настали 1990-ті роки. І хоча кафедра продовжувала за ***інерцією*** працювати над науково-дослідними темами, але розвал великої країни та спад промислового виробництва поступово призвів до того, що деякі співробітники кафедри, особливо молоді інженери та викладачі почали залишати кафедру у пошуках більш перспективної роботи.

З 2000 до 2012 рр. керівником кафедри став професор Лінчевський Павло Адамович. На жаль, за великих організаторських здібностей Павла Адамовича цей період життя кафедри можна назвати періодом ***застою***. Через певні причини в ці роки багато в чому було втрачено зв'язок із промисловими підприємствами. Колишні роботи з науково-дослідної тематики закінчилися, нові не поновлювалися. Поступово таке становище дедалі більше посилювалося.

Зрештою всі ці чинники (за керівництва кафедрою професором Оргіяном О. А., 2013–2021 рр.) сприяли тому, що кафедру залишила частина співробітників. Це привело до повного розвалу та ліквідації однієї з найстаріших кафедр Одеського політехнічного інституту (Національного університету "Одеська політехніка") як самостійної одиниці.



6.2. Дещо про тріщини.
Спогади канд. техн. наук, доцента, професора Одеського національного політехнічного університету Кремнєва Г. П.

Ювілеї, пам'ятні дати, круглі цифри приходять до нас постійно. Такий хід часу, а ми йому підкоряємося. Цифра 100 років своїми нулями будь-кого інтригує і цікавить.

У 2025 році виповнилося 100 років від дня народження доктора технічних наук, професора Якимова Олександра Васильовича. Він був пов'язаний з ОПІ (*Одеським політехнічним інститутом*) / ОНПУ (*Одеським національним політехнічним університетом*) 32 роки свого життя на посаді декана механіко-технологічного факультету (МТФ), завідувача кафедри "Технологія машинобудування".

До 90-річчя у збірці спогадів про Олександра Васильовича я докладно зупинився на нашій спільній діяльності з проведення конференцій, семінарів з науково-дослідної роботи. Тому наново повторювати досягнення у цій сфері успішної роботи професора Якимова Олександра Васильовича немає сенсу. Вони є та їх можна знайти на паперових носіях 1975 – 2015 рр.

Писав нотатки "Зазирнемо у майбутнє" і мимоволі в пам'яті з'явився аналіз того, що зробили технологи у 1970 р., 1990 р., 2010 р. та що світить у 2013 р., тобто через 20 років. Це цикл появи нового покоління людей. Але й машини теж мають свої цикли, близькі цій величині.

В Інтернеті є цифри про автомобілі старше 20 років, які ще надійно служать людям на всій земній кулі, тобто це оцінка їхньої надійності, а точніше довговічності. Про верстати, крани та інше пишуть набагато рідше і менше, але ми знаємо, що ці машини служать не менше років, ніж автомобілі.

Серцем літака, вертольоту, автомобіля та інших машин є їх двигун із приводом. Двигуни ці та приводи їх разюче можуть відрізнятися один від одного, але в них Ви завжди знайдете лопатки, лопасті, зубчасті колеса. Аналіз авіаційних катастроф за десятки років показує, що їх причиною є тріщина на одній з деталей літака. Від неї – тріщини – почалася катастрофічна руйнація одного з елементів деталі та далі – аварія.

Загалом у світі не літає жоден літак без тріщин. Вони є завжди, але в допустимих межах їхньої величини. А за великих значень – літак не повинен літати, це небезпечно!

Як колишній військовий льотчик Якимов Олександр Васильович знав цю істину і літаками не літав.

Це обережність досвідченої людини, але всю свою кар'єру фахівця – вченого – технолога присвятив роботам із запобігання, недопущення самого факту появи тріщин у процесах механічної обробки масових деталей машин. До них ми відносимо і зубчасті колеса, і лопатки турбін, і багато інших. Звичайно, якщо ніж гільйотини зруйнується через тріщину на ньому, то це буде аварія, збитки, простої та інше, але не катастрофа. Транспортні засоби на сьогоднішніх високих швидкостях їх експлуатації – це особлива зона машин. Люди, які працюють у цій зоні або для цієї зони машин, завжди мають перед очима прапорець – тріщина десь. Ця тріщина небезпечна будь-де, її потрібно знати в обличчя, вміти нею керувати, а ще краще її не допускати.

Ось Олександр Васильович у своїх численних роботах, образно кажучи, виганяв тріщину з технологічного процесу всіма можливими способами та великим колективом учасників цієї погоні. Що нам залишив Олександр Васильович на згадку про себе? Великий колектив своїх учнів: студентів – інженерів, аспірантів – кандидатів наук, докторантів або здобувачів – докторів різних наук. Їх число дуже велике, і вони Олександра Васильовича пам'ятатимуть за їхнього життя.

І його учні, і просто звичайні інженери – механіки, яких десь торкнеться слово тріщина, руйнація, аварія через тріщину, можуть використати той рецепт "лікування" цих тріщин, запропонований Олександром Васильовичем і добре описаний у його а. с. (авторських свідченнях) або книгах, статтях. Цей рецепт називається: шліфування або ще інші методи абразивної обробки спеціальними абразивними інструментами, на яких є запропоновані автором – Олександром Васильовичем – розриви (виступ – западина), так звані переривчасті круги.

Він дав теорію цього підходу, теплофізику процесів обробки з використанням переривчастих інструментальних поверхонь та практичні поради їх використання так, щоб тріщина не захотіла себе проявити. Хтось скаже, але ті машини через 20 років уже на сміттєзвалищі, а нові приходять їм на зміну, але вони інші! Так, машини 1970 – 2000 рр. та

2000 – 2020 рр. справді інші, але хвороби і в тих, і в інших, і навіть у машин 2025 – 2030 рр. одні й ті ж.





Робота професора Якимова О. В.
на кафедрі "Технологія машинобудування"

Нові матеріали для нових машин мають погану оброблюваність та низьку теплопровідність. І бажання виробників цих машин – швидше їх викинути на ринок – залишилися колишніми, а ця суперечність і є основою появи тріщин на зубчастих колесах, лопатках турбін, лопастях ВЕС та інших деталях суперновых машин. Деталі нові, а причини появи

тріщин під час їх виготовлення – колишні. Ось тут і є рецепт Олександра Васильовича – переривчастість на вже нових інструментах виробництва 2025 – 2030 років.



Професор Якимов О. В. обговорює результати експериментальних досліджень процесу переривчастого шліфування

Нові шліфувальні круги, нові процеси шліфування та інші інструменти та процеси, але в них можна використати ідеї Олександра Васильовича. І ці ідеї дадуть технологам 2025 – 2030 рр. можливість виконувати нові процеси так, щоб тріщина не пролізла в цей процес і не влаштувалась десь у затишному місці на деталі.

Нові машини, нові процеси, нові виробники і нові покупці цих машин, а способи підвищення надійності та довговічності машин можна використовувати і колишні, якщо вони були і є ефективними.

Олександр Васильович був одним із тих людей, який не міг літати літаками, але присвятив себе тому, щоб інші могли це робити з мінімальним ризиком і в минулі роки, і сьогодні, і в недалекому майбутньому.

6.3. Кадри з фільму, присвяченого науковій і педагогічній діяльності професора Якимова Олександра Васильовича

"ОНПУ. МИТТЄВОСТІ …" – фільм, створений Одеською Кіностудією та показаний 1 січня 2008 року на Одеському телеканалі "AV4", присвячений науковій і педагогічній діяльності професора Якимова Олександра Васильовича.

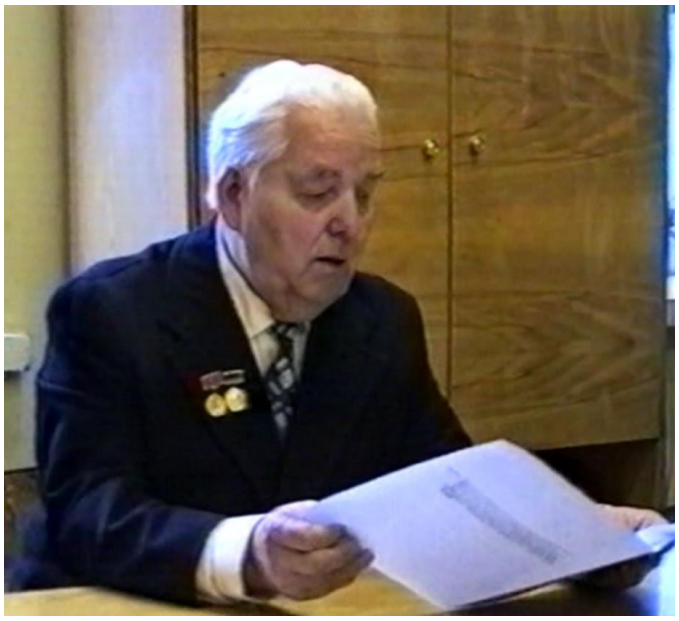
Одеський національний політехнічний університет – як його ласкаво називають студенти – Політех – це дивовижне місце. Як магніт притягує таланти і вже ніколи і нікуди не відпускає.

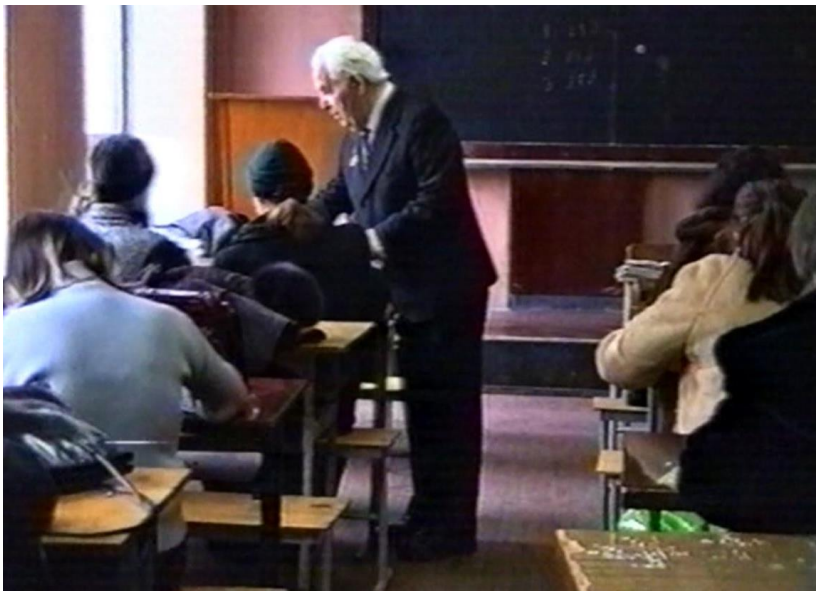
У телепрограмах, присвячених викладачам, завдяки щасливій миттєвості, відкривається життя цих чудових людей – скромно працюючих, які створюють і втілюють у життя те, що недоступне багатьом, і не тільки не хизуються цим, а й скромно замовчують про свої відкриття та розробки. Герої телепрограм – це вчені, викладачі, люди, які істинно не дають нашій країні опуститися до рівня "бананових" республік і яких нині гордо об'єднує Одеський національний політехнічний університет.

Для знайомства з професором Олександром Васильовичем Якимовим було обрано мить – у період сесії на екзамені з технології машинобудування. Незважаючи на складну обстановку, що склалася навколо машинобудування України, екзамен показав, що знання студентів глибокі та фундаментальні, а отже, нехай через 10 – 20 років, але обов'язково настане "золоте століття" машинобудування, і одна із найстаріших кафедр університету – кафедра "Технологія машинобудування" – на якій вже 30 років працює Олександр Васильович Якимов найближчими роками отримає нове дихання та відновиться наново її колишня слава.











Професор Якимов О. В. приймає екзамен у студентів



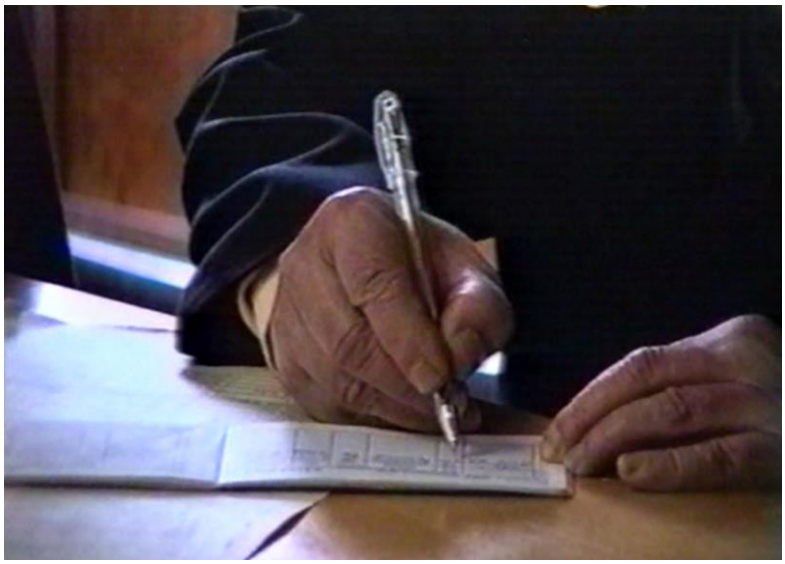




Професор Якимов О. В. приймає екзамен у студентів







Професор Якимов О. В. виставляє оцінки студентам
за екзамен з дисципліни "Технологія машинобудування"



Докт. техн. наук, професор, завідувач
кафедри "Технологія машинобудування" Лінчевський П. А.

Завідувач кафедри "Технологія машинобудування" професор Лінчевський П. А. розповів, що кафедра заснована ще до війни – у 1939 році, завжди випускала фахівців для Одеського верстатобудування та для обробної промисловості, які мали величезний попит. Раніше випускали за рік понад 100 інженерів-технологів. Наразі, останні 10 років, багато проблем із розподілом фахівців. Але починає відроджуватися Одеське машинобудування: верстатобудівне об'єднання "Мікрон", зазвичай, приймає 5 – 10 фахівців щорічно. Набуло розвитку верстатобудівне об'єднання радіально-свердлильних верстатів, починає працювати "Кислородмаш", де виготовляють обладнання для атомних електричних станцій. Але інша проблема – за роки, коли не було попиту на фахівців, дуже скоротили набори абітурієнтів – набираємо лише одну групу, а раніше набирали 4, і навіть 6 груп.

Головне – на кафедрі є люди, науковці, спеціалісти, які допоможуть майбутньому поколінню здійснити революцію у машинобудуванні. До них слід віднести професора Якимова Олександра Васильовича, який відрізняється хорошими людськими якостями: має велику доброту, доброзичливість, він хороший організатор у науці, вміє підбирати собі учнів, вміє з ними працювати. Він ніколи не поспішає: він трохи повільно вводить їх у науку, але робить все серйозно, солідно, фундаментально і в нього багато учнів – кандидатів і докторів наук – більше півсотні.



Докт. техн. наук, професор
кафедри "Технологія машинобудування" Ларшин В. П.

Професор Ларшин В. П. розповів: "Олександр Васильович Якимов – мій вчитель, і я про нього можу говорити багато. Як людина він добродушний, чуйний, безкорисливий. Завжди у нього якісь ідеї та напрями. Він приходить і каже: цікавий ось цей напрямок. Як ти вважаєш?

Я слухав його лекції після захисту своєї кандидатської дисертації і вони дуже запам'яталися. Ці лекції лежать в основі моєї діяльності – задали тон моїй сьогоднішній роботі".



Канд. техн. наук, доцент
кафедри "Технологія машинобудування" Гусарєв В. С.

Доцент Гусарєв В. С.: "Серед великого колективу технологів країни Олександр Васильович Якимов – один з могікан у галузі технологій. Я знаю Олександра Васильовича добрих 35 років, ще коли до Одеси він був завідувачем кафедри технології машинобудування політехнічного інституту в Пермі. Я бував там у нього на кафедрі, потом він керував нашою кафедрою. Це чоловік високої технічної культури, великих теоретичних знань. Він уміє прочитати лекції так, щоб за ним у машинобудування пішли люди. Це великий фахівець, великий вчений і великий педагог".



Канд. техн. наук, доцент
кафедри "Технологія машинобудування" Чумний Ю. І.

Доцент Чумний Ю. І.: "Як про людину я хотів би підкреслити широку натуру Якимова Олександра Васильовича та щедрість його душі.

Він допомагає безкорисливо будь-кому, хто займається дисертацією, яка навіть не пов'язана з його науковою тематикою, має багатий методичний досвід. Особисто мені, коли я робив роботу, він дуже багато допомагав, ніякої особистої користі не переслідував, а лише витрачав дорогоцінний час – Людина найширшої душі".

Старший викладач Ткаченка Б. О.: "Якимов Олександр Васильович – це мій учитель, я його колишній студент. Він мене побачив на заводі "Будгідравліка", де після інституту я працював конструктором, та запросив на кафедру "Технологія машинобудування".



Канд. техн. наук, старший викладач
кафедри "Технологія машинобудування" Ткаченко Б. О.

Із 1987 року я був його аспірантом, захистив дисертацію, зараз працюю викладачем. Олександр Васильович, як фахівець, вимоглива, дуже знаюча людина, і друге – завжди умів залагоджувати конфлікти, умів знаходити спільну мову з різними людьми, міг об'єднати людей різних характерів, так щоб вони працювали, і був результат".

Олександра Васильовича Якимова люблять та цінують студенти – це нове та юне покоління політехнічного університету, у якого попереду все майбутнє. Такі про нього відгуки студентів:

"Лекції професора Якимова Олександра Васильовича дали мені за 4 роки навчання дуже багато. Він багато посилається на свої розробки, багато чого показує з практики, видно, що він знає свою справу...".

"Він дуже добра, чуйна людина, практично завжди в хорошому настрої, приходить з посмішкою. Навіть якщо четверта пара, то слухати його приємно, лекції проходять у досить теплій атмосфері".

"Як і кожний викладач, він мав свої вимоги до вивчення предмету. Але відвідування лекцій дає дуже багато, він зрозуміло викладає, і матеріал запам'ятовується, і не треба довго готуватися до занять".

"Якимов Олександр Васильович – відмінна людина та викладач. Лекції проводить дохідливо та зрозуміло, тому й предмет цікавий – технологія машинобудування". Такі відгуки колег і учнів – найвища нагорода.



Студентки кафедри "Технологія машинобудування"

Професор, академік Якимов О. В. – як і завжди молодий духом, його щиро називають генератором ідей.

Як усе починалося в житті Олександра Васильовича, і чи думав він, будучи хлопчиськом, що створить метод переривчастого шліфування, запроваджений більш ніж на 100 підприємствах, що стане відомим інженером-технологом, перед яким щиро знімають капелюхи минулі та майбутні покоління машинобудівників. Ось як про це розповідає сам Олександр Васильович.

"Я вступив до машинобудівного технікуму, тобто технікум вже дав напрямок з машинобудування. Почалася війна, нас усіх направили на оборонний завод. Я працював фрезерувальником і розточувальником артилерійських стволів. Це також пов'язано з машинобудуванням. Закінчивши технікум, я був призваний в армію, закінчив училище штурманів авіації дальньої дії. Після закінчення війни повернувся до рідного міста Перм, пішов працювати на авіаційний завод і поступив в авіаційний інститут.

Закінчив інститут, аспірантуру, захистив кандидатську дисертацію та після 15 років роботи в авіаційній промисловості захистив докторську дисертацію. Після захисту мене запросили працювати до Одеси завідувачем кафедри. Я приїхав, пройшов за конкурсом".

Це може здатися жартом – якийсь конкурс, коли його спеціально запрошують очолити кафедру "Технологія машинобудування". До того

ж він вже 13 років очолював кафедру "Технологія машинобудування" в Пермському політехнічному інституті. Але все було не просто...





Професор, академік Якимов О. В.

Професор Лінчевський П. А. розповідає: "Протягом 10 років кафедру технології машинобудування очолював професор Маталін Андрій Олександрович. Коли його запросили на посаду ректора до Ленінграда, в Одесі були проблеми із завідуванням кафедрою і за порадою Андрія Олександровича приїхав до Одеси професор Якимов О. В. Після такого великого керівника, вченого-фахівця, яким був Маталін А. О.,

приїхав для нас незнайомий чоловік. Але виявилося все дуже просто. Олександр Васильович – фахівець приблизно такого ж наукового напряму – оздоблювальні методи обробки в технології машинобудування. Його роботи багато в чому були продовженням робіт Андрія Олександровича, але Олександр Васильович виявився основоположником ще одного наукового спрямування технології. Область переривчастого шліфування – це те, що створив Олександр Васильович, і він очолив цей науковий напрям, який виявився логічним продовженням напряму його попередника – професора Маталіна Андрія Олександровича".

Упродовж 20 років Олександр Васильович очолював кафедру "Технологія машинобудування". Нині він продовжує працювати, створює нове у переривчастому шліфуванні та пише підручники, книги, монографії. Їх величезна кількість, і можна з упевненістю сказати, що вони допоможуть усім майбутнім студентам Політеха освоїти ази – основи технології машинобудування.

А що сьогодні для професора Якимова О. В. є головним у житті?

Якимов О. В.: "Найголовнішим у житті? Виховання молоді, створення підручників, проведення наукових досліджень.

Я веду трирічну держбюджетну міністерську тему – єдину на кафедрі. Щороку видаю навчальні посібники, підручники, монографії. Наразі виходить великий підручник на 600 сторінок "Технологія машинобудування". В принципі, я задоволений своїм життям. Я вважаю, що мені пощастило, обравши саме технологію.

Якби я й далі продовжував, то вдосконалював би цей самий напрямок, бо це дуже плодоносний, важливий напрямок".

У чому Ви, Олександре Васильовичу, бачите вершину, і чи є вона – вершина?

Якимов О. В.: "Вершини взагалі не може бути. Адже весь час йде вдосконалення, розробки на вищому науковому рівні. Зараз новий ступінь – комп'ютеризація. Все переводиться на комп'ютер, все моделюється, тобто вдосконалюється наука безперервно, вирішуючи одне й те саме важливе завдання – знову ж таки покращення якості".

У Якимова О. В. багато монографій, підручників та наукових статей, і тому він має право говорити, що наука не знає вершин.

Якимов О. В.: "Я підготував багатьох кандидатів технічних наук. Серед них є математики, фізики, механіки, металознавці та інші фахів-

ці, оскільки наука технологія розглядає всебічно питання. Якщо взяти процес шліфування – то це найскладніший процес. Тут дуже складні термодинамічні процеси, тобто це гарячий процес з високою температурою – 1000 °С. Під дією цих температур відбуваються фазові структурні перетворення – тому треба залучати металознавців.

Щоб вирішувати теплофізичні завдання, потрібно залучати фізиків, математиків та на високому рівні проводити відповідні дослідження і автоматизувати процес шліфування. Потрібно створювати системи автоматичного управління, адаптивні системи, і в цьому напрямі ми також удосконалюємо процес шліфування. Спочатку створили адаптивні системи управління зубошліфувальними верстатами МААГ, потім розробили інтелектуальну систему, тобто систему "мислячу", і вийшли на зовсім новий рівень".



Професор Якимов О. В. з журналісткою Одеської Кіностудії
під час створення фільму "ОНПУ. МИТТЄВОСТІ …"

Розмірковуючи, якими будуть студенти років через 20, і якою має бути людина, яка буде створювати машинобудування, професор Якимов О. В. сказав: "Це буде людина, яка добре володіє комп'ютером, знає добре математику і, безумовно, технологію, тобто ми повинні готувати фахівців, які змогли б описати будь-яке фізичне явище матема-

тично. Однак, зараз наші фахівці не можуть цього зробити, тому іноді доводиться в аспірантуру брати фізиків. Вони повинні вивчити технологію і ці технологічні процеси описати математично, тобто для того щоб підняти теоретичний рівень.

У майбутньому все це має бути поєднане в одній людині. Людина створюватиме лише методологію, а її реалізація здійснюватиметься за допомогою комп'ютера. Але методологію комп'ютер не створить – має бути творчість людини".



Олександр Васильович підготував 55 кандидатів і 5 докторів технічних наук. Для захисту до нього приїжджали з усіх куточків країни. Одним із учнів та послідовників Олександра Васильовича став і його син Олексій, який, як і батько, зайнявся переривчастим шліфуванням. Вже разом написали Якимови багато спільних праць.

Життя триває, і, незважаючи на складності сьогодення – особливо для машинобудування – Олександр Васильович упевнений – майбутнє саме за технологами, які відродять із небуття промисловість України.

Якимов О. В.: "У Одеського політехнічного велике майбутнє, тому що в нас дуже багато різних спеціальностей, які будуть удосконалюватися, розвиватися. Зараз на технологію машинобудування дивляться якось не зовсім обґрунтовано, але технологія машинобудування з часом буде однією з провідних. Зараз переважно всі прагнуть стати економістами та юристами. Однак, скільки можна випускати економістів

і юристів? Потрібно випускати більше технологів, які можуть вирішувати економічні завдання".

Так, Одеський національний політехнічний університет має велике майбутнє, а забезпечують його люди, які працюють там, такі як професор Якимов Олександр Васильович та багато інших – глиби і корифеї нашої науки та освіти. Кожен із нас стає істинно багатшим завдяки тим миттям, зустрічам та знайомствам із життям, творчістю та роботою цих людей, яких сьогодні об'єднує Одеський Політех.



Завдяки науково-практичній творчості Якимова Олександра Васильовича розроблено нові технологічні процеси виготовлення машин та систем, які підкорили виробництво найвищим рівнем якості, точності та продуктивності, а його рішення із теплофізики і механіки абразивної та алмазно-абразивної обробки визнані класичними, вони розширили наші уявлення щодо загальної теорії теплопровідності твердих тіл та механіки систем, що деформуються.

Висновки

Створення професором Якимовим О. В. високоефективного технологічного процесу переривчастого шліфування відкрило нові можливості фінішної механічної обробки деталей машин та подальшого розвитку технології машинобудування. Встановлено, що ефект обробки досягається завдяки зниженню силової і теплової напруженості процесу шліфування, виключенню утворення температурних дефектів на оброблюваних поверхнях деталей машин без зменшення продуктивності обробки. У результаті періодичного (миттєвого) переривання контакту шліфувального круга з оброблюваною деталлю відбувається зменшення температури шліфування та підтримання в процесі обробки високої ріжучої здатності переривчастого круга завдяки його ударно-циклічній взаємодії із оброблюваною деталлю. Це кардинально вирішує проблему покращення якості поверхневого шару оброблюваного матеріалу, підвищує надійність та довговічність роботи деталей машин.

Запропонована Якимовим Олександром Васильовичем ідея відносно пульсуючого нагрівання оброблюваної деталі з мікроскопічними інтервалами охолодження завдяки періодичному перериванню контакту ріжучого інструменту із деталлю з метою зменшення температури шліфування отримала широке практичне втілення у прогресивних конструкціях абразивних і алмазно-абразивних інструментів із переривчастою робочою поверхнею, які активно застосовують у різних галузях промисловості. Нині важко уявити обробку високоміцних сталей і сплавів, твердих порід каменю та інших важкообробних металевих і неметалевих 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. Отже, створений ним новий науковий напрям, заснова-

ний на управлінні нестаціонарними термодинамічними процесами, що відбуваються у зоні контакту ріжучого інструменту із оброблюваним матеріалом, відкрив нові можливості інтенсифікації виробництва, забезпечення високоякісної обробки відповідальних виробів, особливо, для авіаційної техніки.

Теоретичні дослідження теплових та механічних процесів в умовах переривчастого шліфування, виконані професором Якимовим О. В., привели до встановлення принципово нових фізичних та технологічних закономірностей процесу шліфування. Для їх обґрунтування введено поняття щодо існування часу теплового насичення поверхневих шарів оброблюваного матеріалу, яке в умовах переривчастого шліфування, як це встановлено, можна значно зменшити завдяки періодичному перериванню процесу різання і, тим самим, зменшити температуру шліфування. Це потребувало розроблення нових теоретичних підходів до розрахунку температури переривчастого шліфування. Однак вирішення цього завдання виявилося достатньо складним, оскільки виникла необхідність врахувати одночасно теплоутворення в шарі стружок, що відокремлюються, і в поверхневому шарі оброблюваного матеріалу (в результаті його теплопровідності). У зв'язку з цим застосування класичного диференціального рівняння теплопровідності матеріалу для розрахунку температури шліфування потребувало уточнення, особливо, в умовах знімання значних припусків. Тому, спираючись на відомі технологічні рішення професора Якимова О. В., в роботі запропоновано новий спрощений теоретичний підхід до визначення температури шліфування, який дозволяє досягнути високого збігу розрахункових і експериментальних значень температури шліфування. При цьому відпадає потреба в рішенні складних диференціальних рівнянь із частковими похідними другого порядку, які приводять до безмежної зміни температури шліфування за координатами x, y, z, що не дозволяє визначити реальну глибину проникнення тепла в оброблювану деталь та, відповідно, товщину дефектного (порушеного в результаті теплової дії) поверхневого шару оброблюваного матеріалу. Виходячи із запропонованого спрощеного теоретичного підходу, глибина проникнення тепла в оброблювану деталь приймає не безмежне, а кінцеве значення, що приводить у відповідність теорію та практику шліфування і, взагалі, процесів обробки матеріалів різанням.

Достовірність запропонованого теоретичного рішення підтверджено розробленим чисельним методом розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування. Встановлено, що обидва запропоновані теоретичні підходи (аналітичний і чисельний) до визначення температури шліфування та інших параметрів теплового процесу приводять до одних і тих самих результатів, які з достатньо високою точністю співпадають із експериментальними даними.

На основі отриманих технологічних рішень виконано оптимізацію параметрів теплового процесу під час переривчастого шліфування за критерієм мінімальної температури шліфування. Математично встановлено, що в умовах переривчастого шліфування температура змінюється за екстремальною залежністю – проходить точку мінімуму в залежності від довжини робочого виступу переривчастого круга. Мінімальне значення температури шліфування досягається за умови рівності довжин робочого виступу і вирізу переривчастого круга. При цьому теоретично встановлено, що чим більше робочих виступів на переривчастому крузі, тим менше температура шліфування, а найменше значення температура переривчастого шліфування може досягати під час глибинного шліфування із відносно невеликою швидкістю деталі та шириною шліфування, близькою до висоти круга.

Показано, що ефект від застосування глибинного шліфування пов'язаний зі збільшенням кількості контактів робочих виступів переривчастого круга з фіксованим перетином оброблюваної деталі, в разі чого температура шліфування зменшується. Під час шліфування суцільним кругом, навпаки, зменшити температуру різання можна шляхом застосування багатопрохідного шліфування зі збільшеною швидкістю деталі та зменшеною глибиною шліфування. Однак в цьому разі кількість контактів робочих виступів переривчастого круга із фіксованим перетином оброблюваної деталі значно менше, ніж під час глибинного шліфування, і тому має місце відносно незначне зменшення температури шліфування (в межах 40-50%), що узгоджується із експериментальними даними. Ефективність застосування переривчастих кругів в умовах глибинного шліфування підтверджується практикою вишліфування глибоких пазів, канавок та розрізанням матеріалів на частини, під час яких забезпечуються високі показники якості та продуктивності обробки. Також експериментально встановлено важливе значення у змен-

шенні температури переривчастого шліфування виникаючих додаткових високочастотних коливань круга, викликаних ударно-циклічним характером взаємодії переривчастого круга із оброблюваною деталлю. Це фактично призводить до постійного правлення круга в процесі різання та забезпечення його високої ріжучої здатності.

У роботі значну увагу приділено розробленню аналітичних підходів до визначення параметрів шорсткості оброблених поверхонь під час шліфування та інших фінішних методів абразивної обробки. Доведено ефективність застосування теоретико-ймовірнісного підходу для визначення параметра шорсткості поверхні R_a. Однак визначити параметр R_{max} за цим підходом складно, оскільки ймовірнісна функція розподілу невилученого обробленого матеріалу (за висотою мікронерівностей) не приймає кінцевого значення – вона змінюється у безмежних межах, асимптотичне наближаючись нуля. Отже і параметр R_{max} теж прямує до нескінченності, що не відповідає дійсності. Тому в роботі запропоновано нову математичну модель для визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{max}. Сутність цієї моделі полягає в наступному. Розрахунками встановлено, що ймовірнісна функція розподілу невилученого обробленого матеріалу під час шліфування змінюється симетрично відносно середньої лінії мікропрофілю. У цьому разі параметр R_{max} дорівнює подвоєному значенню середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні. Це дозволяє достатньо просто за значенням середньої лінії мікропрофілю визначити параметр R_{max} і встановити середнє значення відношення $R_{max}/R_a = 6{,}175$, яке відповідає експериментальним даним для умов шліфування. Також розрахунками і експериментально встановлено, що під час абразивного полірування відношення R_{max}/R_a може досягати значення 30 і більше. Це пов'язано зі значним зменшенням товщин зрізів абразивними зернами до значень, за якими фактично відбувається перехід від процесу різання до процесу тертя абразивного зерна з оброблюваним матеріалом. У результаті цього досягається значне зменшення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні R_a і R_{max}.

У роботі на конкретних прикладах показано важливість практичного застосування технологічних рішень професора Якимова О. В. у наукових дослідженнях, промисловому виробництві та освіті.

Список використаних джерел

1. Алмазна обробка : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Байкалов А. К. Вступ в теорію шліфування матеріалів / А. К. Байкалов. – Київ: Наук. думка, 1978. – 207 с.
3. Баланюк А. В. Зв'язок вібрацій з геометричними параметрами шліфованої поверхні / А. В. Баланюк, В. Б. Наддачин // Фізичні та комп'ютерні технології : праці 17-й Міжнар. научн.-техн. конф., 20–21 вересня 2011, м. Харків. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2011. – С. 155–159.
4. Беззубенко М. К. Підвищення ефективності алмазного шліфування шляхом підведення в зону обробки додаткової енергії у формі електричних розрядів : автореф. дис. … докт. техн. наук : спец. 05.03.01 / М. К. Беззубенко. − Харків, 1995. – 56 с.
5. Бідерман В. Л. Теорія механічних коливань / В. Л. Бідерман. – М.: Вища школа, 1980. – 408 с.
6. Бобров В. Ф. Основи теорії різання металів / В. Ф. Бобров. – М.: Машинобудування, 1975. – 343 с.
7. Бронштейн І. М. Довідник з математики для інженерів та учнів вузів / І. М. Бронштейн, К. А. Семендяєв. – М.: Наука, 1981. – 715 с.
8. Бугров Я. С. Вища математика. Диференціальні рівняння. Кратні інтеграли. Ряди. Функції комплексного перемінного / Я. С. Бугров, С. М. Нікольський. – М.: Наука. Гол. ред. фіз.-мат. літ., 1981. – 448 с.
9. Високопродуктивне шліфування : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: ІСДО, 1995. – 180 с.
10. Глибинне шліфування деталей із важкооброблюваних матеріалів / С. С. Силін, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рикунов. – М.: Машинобудування, 1984. – 62 с.
11. Горбунов Б. І. Врівноважувальні пристрої шліфувальних верстатів / Б. І. Горбунов, В. Г. Гусєв. – М.: Машинобудування, 1976. – 167 с.
12. Горбунов Б. І. Коливання осі шпинделя під дією дисбалансів консольно-закріпленого круга / Б. І. Горбунов, В. Г. Гусєв // Вісті вузів. Машинобудування. – 1977. – № 7. – С. 135–139.
13. Гусарєв В. С. Дослідження питомої роботи формоутворення при точінні / В. С. Гусарєв, Ю. В. Яровий // Праці Одеського політехнічного університету. – Одеса: ОНПУ, 2010. – Вип. 1(33) – 2(34). – С. 61–65.

14. Гусарєв В. С. Моделі процесів. Алгоритми. Структури технологічних машин : наукове видання / В. С. Гусарєв. – Одеса: Вид-во "Печатний дім", 2018. – 227 с.
15. Гусарєв В. С. Одеська наукова школа професора А. О. Маталіна та її внесок у розвиток технології машинобудування / Гусарєв В. С., Лінчевський П. А., Якимов О. В // Ресурсо- та енергозберігаючі технології в машинобудуванні : Тези доповідей конференції, м. Одеса, 6–8 вересня 1994 р. – Київ, 1994. – С. 22–25.
16. Гусєв В. Г. Формоутворення поверхонь, шліфованих неврівноваженим збірним кругом методом поперечної подачі / В. Г. Гусєв // Вісті вузів. Машинобудування. – 1984. – № 1. – С. 139–144.
17. Гуцаленко Ю. Г. Алмазно-іскрове шліфування матеріалів високої функціональності : монографія. 3-е вид., перероб. і допов. / Ю. Г. Гуцаленко. – Харків: Вид-во "Курсор", НТУ "ХПІ", 2018. – 290 с.
18. Дитиненко С. О. Підвищення ефективності технології фінішної обробки циліндричних поверхонь твердосплавних виробів : автореф. дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / С. О. Дитиненко. − Харків, 2005. – 20 с.
19. Дьяченко П. Є. Кількісна оцінка нерівностей оброблених поверхонь / П. Є. Дьяченко, В. Е. Вайнштейн, В. С. Розенбаум. – М.: АН, 1952.
20. Євсєєв Д. Г. Формування властивостей поверхневих шарів під час абразивної обробки / Д. Г. Євсєєв. – Саратов: Вид-во Сарат. ун-та, 1975. – 127 с.
21. Єрмолаєв В. К. Прогрес шліфувальних кругів з керованим рельєфом / В. К. Єрмолаєв // Журнал "РІТМ машинобудування". № 8, 2021. https://ritm-magazine.com/ru/public/progress-shlifovalnyh-krugov-s-upravlyaemym-relefom
22. Енциклопедія з машинобудування XXL–URL: https://mash-xxl.info/page/042122001096066136240140018000015016028014079018/
23. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій по критерію собівартості : автореф. дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / В. О. Жовтобрюх. – Маріуполь, 2012. – 21 с.
24. Захаренко І. П. Алмазні інструменти і процеси обробки / І. П. Захаренко. – Київ: Техніка, 1980. – С. 118–119.
25. Захаренко І. П. Основи алмазної обробки твердосплавного інструмента / І. П. Захаренко. – Київ: Наук. думка, 1981. – 300 с.

26. Іванов М. П. Інтенсивність електроерозії алмазних кругів при застосуванні джерела постійного току / М. П. Іванов, Л. Є. Кобзар // Різання і інструмент. – 1984. – Вип. 31. – С. 26–31.
27. Інноваційний розвиток сучасних технологій : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, В. С. Гусарєв, В. Б. Наддачин, О. О. Якимов, О. О. Анділахай, О. С. Сергєєв, Д. Ф. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2021. – 480 с.
28. Якість і продуктивність абразивно-алмазної обробки : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, О. О. Якимов. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 212 с.
29. Кащук В. А. Довідник шліфувальника / В. А. Кащук, А. Б. Верещагін. – М.: Машинобудування, 1988. – С. 480.
30. 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.
31. Корсаков В. С. Формування поверхонь, що шліфуються переривчастими абразивними кругами / В. С. Корсаков, В. Г. Гусєв // Вісті вузів. Машинобудування. – 1984. – № 4. – С. 133–138.
32. Кремнєв Г. П. Кафедрі "Технологія машинобудування" ОГПУ – 60 років / Г. П. Кремнєв // Прогресивні технології у машинобудуванні : Зб. матеріалів 15 щорічної МНТК, 18–20 квітня 2000 р., Одеса – Київ, АТМ України, 2000. – С. 109–111.
33. Кудінов В. А. Динаміка верстатів / В. А. Кудінов. – М.: Машинобудування, 1967. – 360 с.
34. Лавріненко В. І. Інструменти з надтвердих матеріалів у технологіях абразивної та фізико-технічної обробки : монографія / В. І. Лавріненко, В. Ю. Солод. – Кам'янське: ДДТУ, 2016. – 529 с.
35. 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.
36. Лоповок Т. С. Хвилястість поверхні та її вимір / Т. С. Лоповок. – М.: Вид-во "Стандарти", 1973. – 184 с.
37. Лур'є Г. Б. Прогресивні методи круглого зовнішнього шліфування / Г. Б. Лур'є. – Л.: Машинобудування, 1984. – 103 с.
38. Марчук В. І. Технологічні основи якості робочих поверхонь кілець роликопідшипників : автореф. дис. … докт. техн. наук : спец. 05.02.08 / В. І. Марчук. − Одеса, 2004. – 36 с.

39. Маслов Є. М. Теорія шліфування матеріалів / Є. М. Маслов. – М.: Машинобудування, 1974. – 320 с.
40. Маталін А. О. Технологія машинобудування : підручник / А. О. Маталін. – Л.: Машинобудування, 1985. – 496 с.
41. Маталін А. О. Якість поверхні та експлуатаційні властивості деталей машин / А. О. Маталін. – М.–Л.: Машгіз, 1956. – 252 с.
42. Матюха П. Г. Визначення режимів обробки при одночасному шліфуванні матеріалів із різними фізико-механічними властивостями : монографія / П. Г. Матюха, О. В. Бурдін. – Київ: Основа, 2015 – 128 с.
43. Моделювання систем : монографія / Г. О. Оборський, О. Ф. Дащенко, А. В. Усов, Д. В. Дмитришин. – Одеса: Астропринт, 2013. – 664 с.
44. Наддачин В. Б. Використання вібрацій при переривчастому процесі різання / В. Б. Наддачин, О. В. Бабюк // Обробка дисперсних матеріалів та середовищ : Міжнар. зб. наук. пр. – Одеса: НВО "ВОТУМ", 2002. – Вип. № 12. – С. 126–130.
45. Наддачин В. Б. Вплив вібрацій на температуру при переривчастому шліфуванні / В. Б. Наддачин, В. І. Марчук, С. М. Нечитайло // Машинобудування України очима молодих : прогресивні ідеї – наука – виробництво : зб. праць восьмої Всеукраїнської молодіжної НТК, Київ–Луцьк, 29–31 жовтня 2008р. – Луцьк: ЛНТУ, 2008. – С. 50–53.
46. Наддачин В. Б. Динамічні характеристики композиційних кругів / В. Б. Наддачин, Г. П. Кремнєв, В. П. Сиротін // Прогресивні методи підвищення якості, довговічності та надійності деталей машин при алмазно-абразивній обробці : Тези доповідей семінару, Волзький філіал ВНДІАШ, 8–10 вересня 1981 р. – Волзький: Волзький філіал ВНДІАШ. – 1981. – С. 38–39.
47. Наддачин В. Б. Методи виробництва заготовок в машинобудуванні : навч. посібник / В. Б. Наддачин. – Одеса: Вид-во "Інтерпринт", 2017. – 264 с.
48. Наукові технологічні школи у розвитку сучасного виробництва : науково-інформаційне видання / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, В. І. Лавриненко, А. В. Фесенко, Ю. А. Сизий, В. С. Гусарєв, В. Б. Наддачин та ін.; За ред. Ф. В. Новікова та В. О. Жовтобрюха. – Дніпро: ЛІРА, 2021. – 436 с.
49. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфу-

вання : автореф. дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / В. В. Нежебовський. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
50. Нікулкін Б. І. Дослідження впливу динамічних явищ при коливаннях на процес круглого зовнішнього шліфування : автореф. дис. … канд. техн. наук / Б. І. Нікулкін. – Л.: Північно-Західний заочний політ. ін-т, 1968. – 15 с.
51. Новіков Г. В. Елементи теорії енергомісткості процесів механічної обробки / Г. В. Новіков // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86.
52. Новіков Г. В. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування деталей із високоміцними покриттями: дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / Г. В. Новіков. − Харків, 1989. – 210 с.
53. Новіков Ф. В. Оптимальні рішення в металообробці : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, Г. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2017. – 476 с.
54. Новіков Ф. В. Основи математичного моделювання технологічних процесів механічної обробки / Ф. В. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 400 с.
55. Новіков Ф. В. Підвищення ефективності технології фінішної обробки деталей пар тертя поршневих насосів / Ф. В. Новіков, С. М. Яценко // Фізичні та комп'ютерні технології : праці 13-ої Міжнар. наук.-техн. конф., 19–20 квітня 2007 р. – Харків: ХНВК "ФЕД", 2007. − С. 8–20.
56. Новіков Ф. В. Теоретичне обґрунтування умов підвищення ефективності високошвидкісної обробки / Ф. В. Новіков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". − 2014. − № 42 (1085). – С. 106–111.
57. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування : монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. − 412 с.
58. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій. – Харків: ХНЕУ імені С. Кузнеця, 2015. − 388 с.
59. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків : Вид-во ХНЕУ, 2014. − 348 с.
60. Новіков Ф. В. Оптимальні рішення в технології машинобудування : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, В. Г. Шкурупій. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 424 с.

61. 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.
62. Новіков Ф. В. Теоретичний аналіз параметрів силової напруженості струминно-абразивної обробки / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування та машинознавство. − Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Випуск 7 (166). − С. 46–53.
63. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
64. Новіков Ф. В. Технологічне забезпечення високоякісної та високоточної механічної обробки : монографія / Ф. В. Новіков. – Дніпро : ЛІРА, 2024. – 460 с.
65. 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.
66. Новосьолов Ю. К. Динаміка формоутворення поверхонь при абразивній обробці : монографія / Ю. К. Новосьолов. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – 304 с.
67. Обробка різанням деталей із покриттями / С. О. Клименко, В. В. Коломієць, М. Л. Хейфец та ін.; під загальною редакцією С. О. Клименко. – Київ: ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2011. – 353 с.
68. Олександр Васильович Якимов. Бібліографічний покажчик / Одес. нац. політехн. ун-т. Науч.-техн. б-ка; Упоряд.: З. Х. Ісмагулова, Т. Ю. Гнатюк, І. А. Яковлєва. – Одеса: Наука та техніка, 2005. – 92 с.
69. Пеллінець В. С. Вимір ударних прискорень / В. С. Пеллінець. – М.: Вид. "Стандарти", 1974. – 288 с.
70. Підвищення ефективності процесу переривчастого шліфування / О. О. Якимов, Л. В. Бовнегра, Ю. В. Шихірєва, Є. Г. Павлишко, М. В. Королькова // Різання та інструмент у технологічних системах. – Харків: НТУ "ХПІ", 2019. – Вип. 90. – С. 177–190.

71. Подураєв В. М. Обробка різанням з вібраціями / В. М. Подураєв. – М.: Машинобудування, 1970. – 350 с.
72. 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 // Нові та нетрадиційні технології в ресурсо- і енергозбереженні : матеріали міжнар. наук.-техн. конф., Одеса, 22–24 вересня 2021 р. – Одеса: Держ. ун-т "Одеська політехніка", 2021. – С. 140–146.
73. Працездатність переривчастих шліфувальних кругів / О. В. Якимов, В. О. Бахвалов, В. М. Гусєв, С. Б. Кцаян // Технологія та організація виробництва. – Київ, 1976. – № 12. – С. 24–25.
74. Прилуцький В. А. Технологічне забезпечення точності та якості поверхневого шару деталей машин шляхом управління періодичними похибками обробки : автореф. дис. … докт. техн. наук : 05.02.08 / В. А. Прилуцький. – Брянськ: БДТУ, 2004. – 36 с.
75. Прилуцький В. А. Технологічні методи зниження хвилястості поверхонь / В. А. Прилуцький. – М.: Машинобудування, 1978. – 136 с.
76. Прогресивні технології в машинобудуванні (ТЕХНОЛОГІЯ–2000) : Матеріали 15-ї щорічної Міжнар. наук.-техн. конф., 18–20 квітня 2000 р., Одеса – АТМ України, 2000. – 306 с. (Конференцію присвячено 75-річчю з Дня народження Заслуженого діяча науки і техніки України, д.т.н., професора ЯКИМОВА Олександра Васильовича).
77. Професор Якимов Олександр Васильович та його наукова технологічна школа : науково-інформаційне видання / За заг. ред. професора Ф. В. Новікова. – Дніпро: ЛІРА, 2019. – 296 с.
78. Професор Якимов Олександр Васильович: сторінки життя : науково-інформаційне видання / За ред. Ф. В. Новікова, О. О. Якимова, В. О. Жовтобрюха. – Дніпро: ЛІРА, 2020. – 396 с.
79. Професор Якимов Олександр Васильович у становленні технологічних знань : науково-інформаційне видання / За ред. Ф. В. Новікова, О. О. Якимова, В. О. Жовтобрюха. – Дніпро: ЛІРА, 2021. – 292 с.
80. Резніков А. Н. Теплофізика процесів механічної обробки матеріалів / А. Н. Резніков. – М.: Машинобудування, 1981. – 279 с.
81. Рижов Е. В. Технологічне забезпечення якості деталей з покриттями / Е. В. Рижов, С. О. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – Київ: Наук. думка, 1994. – 180 с.

82. Свірщев В. І. Дослідження геометричних показників якості процесу плоского переривчастого шліфування з урахуванням його динамічних особливостей : дис. … канд. техн. наук / В. І. Свірщев. – П., 1977. – 247 с.
83. Сергєєв О. С. Розрахунок параметрів шорсткості поверхні під час абразивної обробки / О. С. Сергєєв, Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій // Перспективні технології та прилади : зб. наук. пр. // Луцьк, червень 2019. – Луцьк: Луцький НТУ, 2019. – С. 68–74.
84. Сизий Ю. А. Динаміка і теплофізика шліфування / Ю. А. Сизий, Д. В. Сталінський. – Харків: ДП "УкрНТЦ "Енергосталь", 2016. – 448 с.
85. Сизий Ю. А. Динаміка нагріву і охолодження фрикційного диска із урахуванням теплообміну із навколишнім середовищем / Ю. А. Сизий // Вісті вузів. Машинобудування. – М., 1993. − №7–9. – С. 139–146.
86. Силін С. С. Метод подібності при різанні матеріалів / С. С. Силін. – М.: Машинобудування, 1979. – 152 с.
87. Синтетичні надтверді матеріали : У 3-х т. Т.3. Застосування синтетичних надтвердих матеріалів / Редкол.: М. В. Новіков (від. ред.) та ін. – Київ: Наук. думка, 1986. – 280 с.
88. Сипайлов В. А. Теплові процеси при шліфуванні і управління якістю поверхні / В. А. Сипайлов. – М.: Машинобудування, 1978. – 166 с.
89. Старков В. К. Шліфування високопористими кругами / В. К. Старков. – М.: Машинобудування, 2007. – 688 с.
90. Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю від дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Відп. ред.: Ф. В. Новіков, докт. техн. наук, проф. – Одеса: ОНПУ. – 2015. – 273 с.
91. Теоретичні основи різання і шліфування матеріалів : навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков, Б. С. Сєров, О. О. Якимов. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 450 с.
92. Теоретичні основи технології машинобудування : підручник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов, Г. В. Новіков, М. І. Решетнєв. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
93. Теплофізика механічної обробки : підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник, Д. В. Іоргачов. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.

94. 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.
95. Технології виробництва: проблеми та рішення : монографія / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, С. О. Дитиненко та ін. – Дніпро: ЛІРА, 2018. – 536 с.
96. Технологи та технології : науково-інформаційне видання / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх, С. О. Дитиненко, Д. Ф. Новіков. – Дніпро: ЛІРА, 2020. – 352 с.
97. Тонконогий В. М. Інститут промислових технологій, дизайну та менеджменту. Праці Одеського політехнічного університету. Одеський політехнічний: 90 років творчої діяльності (1918 – 2008) / В. М. Тонконогий, П. А. Лінчевський, В. С. Гусарєв – Одеса: Наука та техніка, 2008. – Спецвипуск. – С. 107–124.
98. Управління процесом шліфування / О. В. Якимов, О. М. Паршаков, В. І. Свірщев, В. П. Ларшин. – Київ: Техніка, 1983. – 184 с.
99. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. Механіка різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
100. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. Теплофізика різання матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
101. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. Теорія абразивної і алмазно-абразивної обробки матеріалів. – Одеса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
102. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 6. Якість обробки деталей машин. – Одеса: ОНПУ, 2003. – 716 с.
103. Фізико-математична теорія процесів обробки матеріалів і технології машинобудування / Під заг. ред. Ф. В. Новікова і О. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. Концепції розвитку технології машинобудування. – Одеса: ОНПУ, 2005. – 565 с.

104. Фізична сутність процесу абразивного полірування / В. В. Зверинцев, Ю. С. Завершинська, Ю. І. Тягусєва, Л. В. Зверинцева / Актуальні проблеми авіації та космонавтики. Технічні науки. – 2014. – С. 11–12.
105. Фукс М. Я. Стан поверхневого шару матеріалів після алмазної та ельборової обробки / М. Я. Фукс, М. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – Київ: Вища школа, 1979. – 158 с.
106. Химач О. В. Про характер розподілу зрізів при шліфуванні / О. В. Химач, В. Ф. Коробка, Л. С. Григорова // Синтетичні алмази. – 1977. – № 6. – С. 60–63.
107. Шнейдер Ю. Г. Спосіб утворення регулярних мікрорельєфів / Ю. Г. Шнейдер. – Машинобудівник. – 1970. – № 9. – С. 11–15.
108. Якимов Олександр Васильович. До 95-річчя від дня народження : науково-інформаційне видання / За редакцією Ф. В. Новікова та О. О. Якимова. – Дніпро: ЛІРА, 2019. – 292 с.
109. Якимов О. О. Підвищення ефективності переривчастого шліфування деталей, загартованих до високої твердості : автореф. дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / О. О. Якимов. − Одеса, 1991. – 16 с.
110. Якимов О. В. Абразивно-алмазна обробка фасонних поверхонь / О. В. Якимов – М.: Машинобудування, 1984. – 212 с.
111. Якимов О. В. Високопродуктивна обробка абразивно-алмазними інструментами / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, О. О. Якимов. – Київ: Техніка, 1993. –152 с.
112. Якимов О. В. Дослідження впливу режимів, умов шліфування та конструкцій композиційних кругів на амплітуду вимушених коливань шпинделя / О. В. Якимов, Г. П. Кремнєв, В. Б. Наддачин // Управління якістю в механозбірному виробництві. – 1981. – С. 6–7.
113. Якимов О. В. Оптимізація процесу шліфування / О. В. Якимов. – М.: Машинобудування, 1975. – 176 с.
114. Якимов О. В. Переривчасте шліфування / О. В. Якимов. – Київ – Одеса: Вид. об'єдн. Вища школа, 1986.
115. Якимов О. В. Фізична сутність і технологічні можливості переривчастого шліфування / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков // 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.

116. Яценко С. М. Підвищення ефективності технології фінішної обробки деталей пар тертя поршневих насосів : автореф. дис. … канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / С. М. Яценко. − Одеса, 2006. – 21 с.
117. Ящерицин П. І. Теплові явища при шліфуванні і властивості оброблених поверхонь / П. І. Ящерицин, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Мінськ: Наука і техніка, 1973. – 184 с.
118. 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/S 00170013-5472-1
119. Fedir Novikov, Andrii Hutorov, Oleksii Yermolenko, Oksana Yermolenko and Andrii Ivashura. Theoretical Justification of the Conditions for Increasing Efficiency of Grinding Technological Processes Based on the Reduction of Cutting Temperature // 7th International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2024).
120. 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).
121. Huy Kien Nguyen, Pham Van Dong and Ve Quoc Tran. Investigation of influence of grinding wheel and cutting parameters on surface roughness and surface hardening when relieving grinding the gear milling teeth surface based on the Archimedes' spiral / Int. J. Metrol. Qual. Eng., 14 (2023) 1
122. 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.
123. Karkalos N. E., Kundrák J. and Markopoulos A. P. (2017) 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.
124. Khare S K and Agarwal S 2015 Predictive Modeling of Surface Roughness in Grinding. Procedia CIRP, 31, 375–380.
125. 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.
126. 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).
127. 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.
128. Malkin, S., Guo, C. (2008). Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives. Industrial Press Inc., 372.
129. 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.
130. Nguyen Thi Phuong, Nguyen Thi Phuong Giang and Nguyen Tien Dong (2017). A Research on the Affect of Technologycal 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.
131. 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.
132. Novikov, F., Novikov, D., Yermolenko, O., Zhovtobryukh, V., Shevchenko, S. (2025). Analytical Determination of Height Parameters of Surface Roughness During Abrasive Processing and Conditions for Their Reduction. In: Tonkonogyi, V., Ivanov, V., Trojanowska, J., Oborskyi, G. (eds) Advanced Manufacturing Processes VI. Interpartner 2024. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-031-82746-4_29
133. 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
134. 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

135. Novoselov Y, Bogutsky V, Shron L and Kharchenko A 2017 Forecasting the surface roughness of the workpiece in the round external grinding. MATEC Web of Conferences, 129, 01080
136. 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).
137. 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).
138. Saxena K K, Agarwal S and Das R 2016 Surface Roughness Prediction in Grinding: a Probabilistic Approach. MATEC Web of Conferences, 82, 01019.
139. Strelchuk R M and Trokhimchuk S M 2021 Mathematical modeling of the surface roughness of the grinding wheel during straightening. Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu (1) 53-59.
140. Tawakoli, T., Azarhoushang, B.: Intermittent Grinding of Advanced Ceramic with the T-Tool Grinding Wheel. Advanced Materials Research, 126-128, 615–620 (2010).
141. 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
142. Tonkonogyi, 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).
143. 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).
144. 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

145. Zhang S, Yang Z, Jiang R, Jin Q, Zhang Q and Wang W 2021 Effect of creep feed grinding on surface integrity and fatigue life of Ni3Al based superalloy IC10 Chin. J. Aeronaut (34) 438-448.

Додатки

Додаток А

На правах рукопису

Аспірант О. В. Якимов

Дослідження жорсткості металоріжучих верстатів типу МААГ

Автореферат дисертації
на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Науковий керівник
доцент к. т. н. **А. В. Подзей**

1955 р.

Вступ

Точність обробки зубчастих коліс, від якої залежить якісна робота високошвидкісних редукторів ТВД, визначається кінцевими операціями зубошліфування.

Виконання цих операцій на заводах МАП здійснюється в основному на зубошліфувальних верстатах МААГ. Незважаючи на поширення цих верстатів, процес зубошліфування на них вивчений ще недостатньо повно. Зокрема, зовсім не вивчено питання щодо впливу жорсткості вузлів зубошліфувальних верстатів на точність обробки. Тим часом роботами професора О. П. Соколовського, проф. Д. Н. Решетова, К. В. Вотінова та іншими встановлено, що похибки, зумовлені податливістю вузлів, становлять від 60 до 90 % від загальної похибки обробки.

Недостатня вивченість процесу шліфування призводить до того, що проведення операцій з обробки зубів залежить від мистецтва робітників. Тільки з урахуванням вивчення процесу зубошліфування можна розробити інженерний спосіб розрахунку точності обробки, застосування у практиці якого дозволить виключити суб'єктивні чинники.

Для розрахунку точності обробки необхідно знати жорсткість основних вузлів верстата та сили, що виникають під час шліфування.

Враховуючи, що в технічній літературі питання динаміки та жорсткості зубошліфувальних верстатів висвітлено недостатньо та у зв'язку з тим, що в промисловості відсутні керівні матеріали для розрахунку точності, кафедра "Виробництво авіадвигунів" МАІ провела комплексне дослідження питання виготовлення точних зубчастих коліс.

У цій роботі було поставлено такі завдання:

1) визначення залежності між точністю та умовами обробки на верстатах МААГ;

2) розроблення методики випробування верстатів на жорсткість;

3) розроблення методики розрахунку точності обробки.

Робота складалася з наступних основних розділів:

1) визначення сил, що виникають під час шліфування зубів;

2) визначення жорсткості основних елементів верстата;

3) визначення точності обробки залежно від жорсткості пружної системи верстат – деталь – інструмент;

4) розроблення методики розрахунку точності обробки зубчастих коліс на верстатах МААГ.

1. Сили, що виникають під час обробки зубчастих коліс

Під час шліфування зубчастих коліс на верстатах МААГ виникають сили різання і сили інерції частин верстата, що качаються. Сучасний стан теорії, що пояснює процес обробки металів різанням, не дозволяє визначити сили різання аналітично. Аналітичне визначення сил інерції частин верстата, що качаються, хоча і можливе, але воно вимагає експериментальної перевірки. Експериментальні дослідження щодо визначення сил складалися з двох етапів:

а) дослідження зміни складових сили різання в залежності від глибини шару t, що знімається, числа поперечних ходів столу в хвилину n, довжини поперечного ходу столу $l_{хс}$, твердості оброблюваного матеріалу R_c і сумарної довжини оброблюваної поверхні зубів після правлення круга $L_з$;

б) дослідження зміни сил інерції частин верстата, що качаються, в залежності від діаметра початкової окружності зубчастого колеса $D_{но}$,

кількості поперечних ходів стола за хвилину n і довжини поперечного ходу стола $l_{хс}$.

Під час дослідження зміни складових сили різання P_y (складова, спрямована вздовж нормалі до профілю зуба колеса), P_x (складова, спрямована вздовж зуба) і P_z (складова, спрямована вздовж дотичної до профілю зуба) застосовувалися спеціальні динамометри, що мають форму зубчастих секторів з ослабленими ланками в площинах дії сил. На пружні елементи динамометрів наклеювалися дротяні датчики опору. Під час проведення експериментів застосовувався восьмишлейфовий осцилограф МПО-2 з підсилювачем змінного струму.

На підставі проведених досліджень отримано співвідношення між складовими сили різання:

$$P_y : P_x : P_z = 1 : 0{,}5 : 0{,}25$$

та знайдено експериментальну залежність сили P_y від усіх змінних параметрів режиму різання:

$$P_y = f(t,\ n,\ l_{хс},\ R_c).$$

Встановлена залежність P_y від змінних параметрів режиму різання справедлива для зубчастих коліс із малим числом зубів (20 – 25). Це пояснюється тим, що з переходом від одного зуба до наступного складові сили різання зростають. Збільшення P_y обумовлюється затупленням ріжучих зерен шліфувального круга.

Під час визначення сил інерції частин верстата, що качаються, передбачалося, що обертові частини верстата (ролик обкатки, ділильний механізм, оправка з зубчастим колесом) є абсолютно жорсткою системою. При цьому стрічки є пружними елементами, які сприймають змінні сили інерції частин верстата, що качаються. На підставі цього припущення з'явилася можливість скласти диференціальне рівняння вимушених коливань системи:

$$\frac{d\omega}{d\tau} I = P_{jл}\ R_p, \qquad (1)$$

де τ – час у секундах;

I – момент інерції частин верстата, що качаються;

$P_{jл}$ – сила інерції;

R_p – радіус ролика обкатування.

Рішення диференціального рівняння має вигляд:

$$\Delta\varphi = \frac{\varphi_{max} \cdot \Omega^2}{\Omega^2 - A} \cdot \sin\Omega\tau, \qquad (2)$$

де $\Delta\varphi = \varphi - \varphi_p$ – різницю між дійсним кутом повороту ролика обкатування та теоретичним;

Ω – частота вимушених коливань столу;

φ_{max} – максимальний кут повороту зубчастого колеса під час обкатування.

Аналіз отриманої залежності надає можливість зробити якісне оцінювання характеру зміни сил інерції.

1. Сили інерції змінюються за синусоїдальним законом і мають максимальні значення в крайніх положеннях поперечного ходу столу.

2. Частота коливань сил інерції збігається із частотою руху столу.

Слід, однак, зазначити, що отримана залежність не придатна для інженерних розрахунків через складність визначення параметрів, що входять до неї φ_{max}, Ω, $\Omega\tau$.

Тому було проведено математичне перетворення; після чого рівняння для визначення сили інерції набуло вигляду:

$$P_{jл} = c \cdot I_{xc} \cdot n^2 \cdot \frac{I}{R_p^2 \cdot I_0} \sin\Omega\tau, \qquad (3)$$

де c – постійний коефіцієнт (c = 0,027).

Досліди щодо визначення сил інерції проводилися за допомогою динамометрів із дротяними датчиками опору. Динамометри мали вигляд колодки з пружним елементом. Колодка жорстко закріплювалася на кронштейні верстата, призначеному для закріплення стрічок, а стрічки закріплювалися до динамометра.

Під час порівняння розрахункових і експериментальних даних отримано високий рівень їх співпадіння (у межах 5 – 7 %).

2. Жорсткість основних елементів верстата

Під час обробки зубчастих коліс на зубошліфувальних верстатах МААГ деформується вся пружна система "верстат – інструмент – деталь".

Однак, з точки зору точності обробки, розглядалися деформації лише тих вузлів верстата, які вносять похибки у профіль та основний

крок зубів колеса (деформації вузла шпинделя, вузла механізму обкатування шліфувального круга та оправки).

а) Визначення жорсткості вузла шпинделя шліфувального круга.

Для визначення величини деформації шпинделя шліфувального круга був виготовлений спеціальний динамометр із дротяними датчиками опору. Динамометр встановлювався у центрах верстата.

Замість шліфувального круга на шпиндель верстата встановлювався жорсткий диск. Диск виготовлявся з великою точністю (непаралельність бічних торців диска 0,001 мм та чистотою поверхні $\nabla\nabla\nabla 8$).

Навантаження на диск створювалося важелем навантаження, який через шарикопідшипник притискався до диску.

Деформація шпинделя шліфувального круга з точністю до 0,001 мм сприймалася пружною пластиною динамометра та реєструвалася на осцилографі.

Досліди проводились у статичних та динамічних умовах.

Результати експериментальних досліджень показали, що величина деформації шпинделя в умовах статичного навантаження під час первинного навантаження більше, ніж під час повторного. За повторних навантажень переміщення зменшуються на 30 – 40 %. Отже, на частку зазорів вузла припадає 30 % загальних переміщень.

За малих навантажень (до 6 кг) переміщення вузла відбувається інтенсивніше, ніж за великих (більших 6 кг).

Це указує на те, що статична жорсткість вузла шпинделя не є величиною постійною, незалежною від навантаження. У цих умовах доцент Скраган В. А. рекомендує жорсткість визначати двома цифрами (за малих навантажень $j_{шп}$ = 400 кг/мм, за великих $j_{шп}$ = 850 кг/мм).

За умови обертового диска жорсткості вузла шпинделя під час первинного і повторного навантажень дорівнюють $j_{шп}$ = 500 кг/мм.

б) Визначення жорсткості стрічок у вузлі механізму обкатки.

Слабкою ланкою у механізмі обкатування є стрічки. Деформація стрічок порушує потрібну умову обкатування, тобто відповідність швидкостей обертання ролика обкатування та поступального поперечного руху столу. Для визначення величини деформації стрічок необхідно знати їхню жорсткість. Випробування стрічок на жорсткість проводилося у статичних умовах.

Результати експериментальних досліджень наведено у таблиці.

Товщина стрічки δ, мм	Жорсткість j, кг/мм
0,2	320
0,3	480
0,4	640

в) Визначення деформації оправки.

Для визначення кута скручування оправки від дії сили P_y вирішене завдання щодо крутильних коливань системи.

Кут повороту ділильного механізму, як встановлено в першому розділі, змінюється за синусоїдальним законом. Момент інерції розподільчого механізму набагато більше за момент інерції зубчастого колеса, тобто умовно можна прийняти $I = \infty$.

Виходячи з цього, диференціальне рівняння системи можна подати у вигляді:

$$I_ш \frac{d^2(\varphi + \theta)}{d\tau^2} = -P_y \frac{D_{qo}}{2} + \frac{\theta \cdot G \cdot J_p}{l_{оп}}, \qquad (4)$$

де $I_ш$ – момент інерції зубчастого колеса;

D_{qo} – діаметр ділильної окружності зубчастого колеса;

θ – кут скручування оправки;

I_p – полярний момент інерції оправки;

$l_{оп}$ – довжина оправки.

Розв'язання диференціального рівняння:

$$\theta = \frac{\sqrt{\left(\Omega^2 \varphi_{max} - \frac{D_{qo} \mu a_к}{2\ I_ш}\right)^2 + \left(\frac{D_{qo} \mu b_к}{2\ I_ш}\right)^2}}{\frac{\psi_{оп}}{I_ш} - \Omega^2}, \qquad (5)$$

де $a_к$, $b_к$ – коефіцієнти ряду Фур'є;

$\psi_{оп}$ – жорсткість оправки;

μ – масштабний коефіцієнт (μ = 0,21285).

Для визначення максимального кута скручування оправки необхідно провести гармонійний аналіз осциллограм складової сили різання P_y, оскільки у розв'язання рівняння входять коефіцієнти ряду Фур'є.

На підставі гармонійного аналізу встановлено:

1. Амплітуда першої гармоніки, частота якої збігається з частотою поперечного ходу столу, в 3 рази менше від амплітуди осциллограми.

2. Наступні три гармоніки (друга, третя, четверта) мають у 20 разів меншу за величиною амплітуду у порівнянні з амплітудою осциллограми. Отже, для розрахунків точності необхідно знати коефіцієнти ряду Фур'є першої гармоніки.

г) Визначення жорсткості шліфувальних кругів.

Жорсткість шліфувальних кругів визначалася в умовах статичного навантаження біля периферії. Дослідженню піддавалися три шліфувальні круги однакових характеристик, що мають діаметри:

$$D_1 = 220 \text{ мм}; \quad D_2 = 200 \text{ мм}; \quad D_3 = 180 \text{ мм}.$$

Результати експериментальних досліджень показали, що жорсткість круга визначається за величиною: $j_{шк} = 320$ кг/мм.

Цю величину слід приймати у розрахунках на точність.

3. Визначення точності обробки залежно від жорсткості пружної системи "верстат – інструмент – деталь"

Використовуючи отримані вище теоретичні та експериментальні дані за силами і жорсткістю основних вузлів верстата, можна розрахунковим шляхом визначити величини похибок обробки.

Результуючі похибки за профілем і кроком зубчастого колеса, що виражаються в міліметрах, дорівнюють алгебраїчній сумі окремих переміщень ріжучої кромки шліфувального круга щодо оброблювального профілю зуба:

$$\begin{cases} \Delta_{пр} = \Delta_{л} + \Delta_{шк} + \Delta_{оп} \\ \Delta t_0 = \Delta t_{0л} + \Delta t_{0шл} + \Delta t_{0шк} + \Delta t_{0оп}, \end{cases} \qquad (6)$$

де $\Delta_{пр}$ – результуюча похибка профілю зуба;

$\Delta_{л}$ – похибка профілю зуба від деформації стрічок механізму обкатування;

$\Delta_{шк}$ – похибка профілю зуба від деформації шліфувального круга;

$\Delta_{шп}$ – похибка профілю зуба від деформації шпинделя шліфувального круга;

$\Delta_{оп}$ – похибка профілю зуба від деформації оправки;

Δt_0 – результуюча похибка основного кроку;

$\Delta t_{0л}$ – похибка в основному кроці від деформації стрічок механізму обкатування;

$\Delta t_{0шк}$ – похибка в основному кроці від деформації шліфувального круга;

$\Delta t_{0шп}$ – похибка в основному кроці від деформації шпинделя шліфувального круга;

$\Delta t_{0оп}$ – похибка в основному кроці зубчастого колеса від деформації оправки.

Похибка профілю зуба від деформації стрічки визначається за формулою:

$$\Delta_л = \Delta_{jл} - \Delta_{yл} = \left(0{,}5\ P_j - 0{,}3\ P_y\right) \frac{\cos\alpha_T}{j_л K},$$

де P_j – сила інерції частин верстата, що качаються;

$j_л$ – жорсткість стрічки;

К – кількість стрічок (зазвичай К = 2).

Похибка профілю зуба від деформації шпинделя:

$$\Delta_{шп} = \frac{P_y}{j_{шп}},$$

де $j_{шп}$ – жорсткість шпинделя шліфувального круга.

Від деформації шліфувального круга:

$$\Delta_{шк} = \frac{P_y}{j_{шк}},$$

де $j_{шк}$ – жорсткість шліфувального круга.

Від деформації оправки:

$$\Delta_{оп} = \frac{P_y}{\psi_{оп}}.$$

Отже, результуючу похибку профілю від дії сил інерції та сил різання можна визначити за формулою:

$$\Delta_{пр} = P_y\left(\frac{1}{j_{шп}} + \frac{1}{j_{шк}} + \frac{1}{\psi_{оп}}\right) - \left(\frac{P_j}{2Kj_л} - 0{,}3\frac{P_y}{j_л K}\right)\cos\alpha,$$

а результуючу похибку основного кроку за формулою:

$$\Delta t_0 = \left(P_{yz} - P_{y1}\right)\left(\frac{1}{j_{шп}} + \frac{1}{j_{шк}} + \frac{1}{\psi_{оп}}\right), \qquad (7)$$

де P_{y1} – величина нормальної складової сили різання під час обробки першого зуба;

P_{yz} – величина нормальної складової сили різання під час обробки z-го зуба.

З метою перевірки достовірності рівнянь, отриманих на основі теоретичних та лабораторних досліджень, було проведено серію дослідів щодо вимірювання точності обробки на одному із заводів МАП.

Статистичні дані щодо точності обробки збиралися протягом року на зубошліфувальній ділянці, що має 5 верстатів МААГ. Під час проведення дослідів фіксувалися режимні параметри верстата, тобто n хід/хв, l_{xc} мм, δ мм, t мм, $D_{но}$, R_c, z, l_0 мм, α, m і вимірювалися похибки за кроком та профілем. У протокол експерименту записували тільки ті режими обробки, після яких зубчасте колесо знімалося з верстата і проводилося вимірювання похибок основного кроку і профілю, тобто, в основному, режими остаточної обробки. Поряд з основною серією дослідів було проведено виміри похибок обробки після чорнового, напівчистового та чистового проходів. Результати перевірки показали, що похибки обробки, зумовлені податливістю вузлів верстата, становлять 80 – 85 % загальної похибки обробки.

4. Методика розрахунку точності обробки зубчастих коліс

На основі аналізу результатів дослідження динаміки різання та жорсткості системи "верстат МААГ – інструмент – деталь" розроблено коротку методику розрахунку точності обробки зубчастих коліс на зубошліфувальних верстатах МААГ. Розрахунок на точність рекомендується виконувати за такою схемою:

1. Визначення складової сили різання P_y за заданими параметрами режиму різання:

$$P_y = [\ \left(-0{,}0163n^2 + 0{,}278n + 76{,}5\right)\cdot t^2 + \left(0{,}2n - 24\right)\cdot t + \\ + \left(-0{,}00245n^2 + 0{,}543n - 26{,}9\right) - \left(66 - l_{xc}\right)K]\cdot\left(2{,}9 - 0{,}038R_c\right) \quad (8)$$

Враховуючи складність проведення розрахунків за цією формулою, рекомендується користуватися номограмою, розробленою автором.

2. Вибір величин жорсткості основних вузлів верстата за даними, отриманими в результаті експериментів:

а) жорсткість вузла шпинделя $j_ш = 500$ кг/мм;

б) жорсткість стрічок механізму обкатування

δ, мм	$j_л$, кг/мм
0,2	320
0,3	480
0,4	640

в) жорсткість шліфувальних кругів $j_{шк} = 320$ кг/мм.

3. Визначення сили інерції частин верстата, що качаються:

$$P_j = 0{,}027 \cdot I_{xc} \cdot n^2 \frac{I}{I_0\left(R_p + \frac{1}{2}\delta\right)^2 \sin\Omega\tau}.$$

4. Визначення результуючої похибки профілю зуба, яка залежить від жорсткості системи:

$$\Delta_{пр} = \Delta_л + \Delta_{шп} + \Delta_{шк} + \Delta_{оп}.$$

5. Визначення похибки основного кроку, що залежить від жорсткості системи:

$$\Delta t_0 = \frac{\Delta P_y}{j_{сист}} = \Delta P_y \left(\frac{1}{j_{шп}} + \frac{1}{j_{шк}} + \frac{1}{\psi_{оп}}\right).$$

Висновки

На підставі проведеного експериментально-теоретичного дослідження динаміки зубошліфування, жорсткості пружної системи "верстат МААГ – інструмент – деталь" та точності обробки можна зробити такі висновки:

1. На точність обробки зубчастих коліс за основним кроком і профілем найбільше впливає нормальна складова сили різання P_y. Складова P_y в 2 рази більше осьової складової P_x і в 4 рази більше тангенціальної складової P_z.

2. На величину складової сили різання найбільше впливає глибина шару, що знімається. Зі збільшенням t сила P_y збільшується за законом параболи.

3. Експериментальні дослідження динаміки зубошліфування показали:

а) складові сили різання P_x, P_y і P_z зі збільшенням твердості оброблюваного матеріалу в досліджуваних межах від $R_c = 45$ до $R_c = 65$ зменшуються на 47,8 %;

б) складові сили різання під час переходу від одного зуба до наступного не залишаються незмінними за величиною. Крива $P_y = f(L_3)$ має ламаний характер. У початковий момент шліфування після правлення круга (тобто під час обробки перших 5 – 10 зубів) сила різання різко збільшується. Під час подальшої обробки збільшення сили P_y сповільнюється.

Наприклад, під час обробки перших 15 зубів колеса з глибиною різання $t = 0{,}05$ мм і довжиною зуба 20 мм складова сили різання P_y збільшується на 1 кг; під час подальшої обробки зубів збільшення сили P_y на 1 кг відповідає 80 обробленим зубам.

в) Зі збільшенням довжини поперечного ходу столу l_{xc} складова сили різання збільшується за прямолінійним законом.

4. Проведені експериментальні дослідження дозволили встановити емпіричне рівняння для визначення P_y (№ 8).

5. Сили інерції частин верстата, що качаються, змінюються за синусоїдальним законом і мають максимальні значення в крайніх положеннях поперечного ходу столу.

Частота коливання сил інерції збігається із частотою поперечного руху столу.

Чисельне значення величини сили інерції визначається за формулою (3) або за номограмами.

6. Експериментальні дослідження жорсткості основних вузлів верстата показали:

а) жорсткість шпиндельного вузла під час статичного навантаження змінюється залежно від навантаження (за малих навантажень до 6 кг – $j_{шп} = 400$ кг/мм; за навантажень більше 6 кг – $j_{шп} = 850$ кг/мм).

Динамічна жорсткість вузла шпинделя в досліджуваному інтервалі навантажень до 25 кг залишається постійною $j_{шп}$ = 500 кг/мм.

б) Жорсткість шліфувальних кругів у міру правлень змінюється.

Наприклад, жорсткість нового шліфувального круга ($D_{шк} = 220$ мм і ширина торцевої частини 3 мм) дорівнює 320 кг/мм; жорсткість шліфувального круга ($D_{шк} = 200$ мм і ширина торцевої частини 3 мм) дорівнює $j_{шк} = 500$ кг/мм; жорсткість шліфувального круга ($D_{шк} = 180$ мм і ширина торцевої частини 3 мм) дорівнює $j_{шк} = 700$ кг/мм.

7. Розроблено та створено нові конструкції динамометрів з дротяними датчиками опору для дослідження динаміки зубошліфування та жорсткості основних вузлів верстата:

а) однокомпонентні динамометри для вимірювання складових сили різання P_x, P_y та P_z і трикомпонентний динамометр;

б) динамометри для вимірювання сил інерції частин верстата, що качаються;

в) динамометр для визначення зміщення ріжучої кромки шліфувального круга залежно від навантаження.

8. Експериментально встановлено, що за умов заданої жорсткості основних вузлів верстата похибки за кроком і профілем, зумовлені податливістю вузлів верстата МААГ, становлять 70 – 80 % загальної похибки обробки.

9. Використання у практиці зубошліфування даних, отриманих у цій роботі, надає можливість виконувати розрахунки точності обробки зубчастих коліс за умови найбільшої продуктивності.





О. В. Якимов в аспірантурі

Додаток Б

На правах рукопису

О. В. ЯКИМОВ

Технологічні основи процесу шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею

Автореферат дисертації
на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Спеціальність 05–214 двигуни
літальних апаратів та їх технологія

1970

Вступ

Насиченість сучасної техніки, особливо авіаційної, комплексом взаємопов'язаних автоматизованих агрегатів і систем вимагає безвідмовної роботи всіх деталей та вузлів протягом заданого ресурсу. У вирішенні цього важливого завдання велику роль відіграє підвищення якості продукції машинобудівних підприємств шляхом безперервного вдосконалення конструкції та технології виготовлення машин.

Найбільш поширеним методом остаточної обробки деталей є шліфування, що забезпечує високу точність виготовлення. Але з шліфуванням пов'язана поява у виробах припікань, тріщин і шкідливих розтягуючих напружень. Остання обставина викликає необхідність всебічного дослідження причин, що породжують ці дефекти, та дослідження шляхів їх усунення. Цим питанням, які все ще залишаються актуальними і в даний час, присвячено велику кількість робіт, виконаних у нашій країні та за кордоном.

В авіаційній, автомобільній та інших галузях промисловості проблема поліпшення якості поверхневого шару деталей в основному вирішується підбором оптимального режиму шліфування та відповідної

характеристики інструменту. Однак зазначені методи за існуючої технології, у тому числі під час обробки алмазними і ельборовими кругами, не дозволяють повністю виключити дефекти, що виникають у поверхневому шарі. Цьому перешкоджають неминучі коливання припуску у зв'язку з похибками від попередніх операцій механічної обробки, короблення виробів під час термічної обробки, коливання шпинделя від дисбалансу шліфувального круга та наявністю інших чинників, що залежать від природи самого процесу шліфування.

У зв'язку з цим вивчення основних технологічних параметрів у взаємодії, включаючи систему абразив – деталь – робоче середовище, температурно-силові умови, і пошук нових шляхів у вирішенні проблеми поліпшення якості поверхневого шару є першорядним завданням і має велике наукове та практичне значення. Дослідження, результати яких наводяться у цій роботі, спрямовані на вирішення зазначених питань.

Стабільну якість поверхневого шару під час шліфування та високу продуктивність, як показують наші дослідження, можна забезпечити завдяки системі автоматичного регулювання активної потужності різання, а також застосуванню шліфувальних кругів з переривчастою робочою поверхнею.

У роботах професора П. І. Ящерицина зазначається, що під час переривчастого шліфування полегшується сходження стружки, збільшується стійкість круга, скорочується кількість правлень. А. С. Пічугін та В. А. Ананьїн показують, що переривання процесу різання усуває шліфувальні припікання. Eilmes та Kaczmarek отримали негативні результати і роблять висновок, що переривчасте шліфування погіршує чистоту та не усуває шліфувальні тріщини. Ці дослідження мають частковий характер без глибокого аналізу явищ, супутніх процесу переривчастого шліфування, або мають суперечливі висновки. Відсутність будь-яких даних щодо точності, якості та продуктивності процесу переривчастого шліфування, а також щодо механізму різання обмежує можливості використання цього методу.

У дисертаційній роботі розроблено технологічні процеси переривчастого шліфування, які дозволяють науково обґрунтувати можливість покращення якості поверхневого шару, підвищення точності обробки та збільшення продуктивності.

Під час дослідження процесу переривчастого шліфування теоретичною основою прийнято роботи А. О. Маталіна, П. І. Ящеріцина,

Б. І. Костецького, П. Є. Дьяченко, А. І. Ісаєва, А. А. Михайлова та ін., присвячені теорії формування поверхневих шарів під час звичайного шліфування; роботи Н. Н. Давиденкова, А. В. Подзея, І. А. Одинга, Г. Б. Талипова, А. О. Маталіна та інших, які присвячено теорії виникнення залишкових напружень в результаті нерівномірного нагрівання металу; теорія абразивного зношування та мікрорізання зерен, яка розроблена Є. М. Масловим, М. І. Крагельським, М. М. Хрущовим, В. А. Хрульковим та ін.; теорія автоматичного управління подачею за допомогою верстатів, що самопідналаштовуються, яка грунтовно розроблена професором Б. С. Балакшиним та його школою; теорія розрахунку похибок обробки, створена професором В. С. Корасковим та професором К. С. Колєвим; теорія розрахунку температурних полів, розроблена Г. Карслоу та Д. Єгером, Б. А. Васильєвим та ін.; метод теплових джерел для випромінювання теплових явищ під час зварювання, запропонований академіком М. М. Рикаліним, і теорія теплових явищ під час звичайного шліфування, що розроблена А. І. Ісаєвим, А. В. Подзєєм, І. А. Морозовим, М. М. Новіковим, А. Н. Резніковим, І. П. Силіним, В. А. Сипайловим та ін.

Теоретичне обґрунтування процесу переривчастого шліфування дозволило розробити рекомендації, корисні для промисловості. Необхідність проведення даної роботи була висунута конкретними завданнями виробництва. Вона виконувалася з 1956 до 1969 рр. у лабораторіях кафедр технології машинобудування, фізики, металознавства та термічної обробки, опору матеріалів, динаміки та міцності машин у Запорізькому машинобудівному та Пермському політехнічному інститутах за планами спільних робіт із заводами та науково-дослідними організаціями, наприклад, науково-дослідним інститутом авіаційної технології (НДАТ). Окремі розділи виконувались відповідно до координаційного плану науково-дослідних та дослідно-конструкторських робіт з пошуку нових галузей застосування та підвищення ефективності використання синтетичних алмазів у промисловості.

Дослідження було проведено колективом галузевої лабораторії Пермського політехнічного інституту під керівництвом та за безпосередньої участі автора цієї роботи.

Матеріали досліджень викладено у низці науково-дослідних звітів, що знаходяться в бібліотеці Пермського політехнічного інституту.

Робота в цілому та окремі її розділи неодноразово доповідалися на конференціях та науково-технічних радах моторобудівного заводу та в НДАТі.

Автор дисертації висловлює найщирішу подяку та вдячність науковому консультанту професору докт. техн. наук А. В. Подзею за участь та надану допомогу.

Автор вважає своїм приємним обов'язком висловити вдячність співробітникам НДАТ канд. техн. наук Л. П. Смирнову, інженеру І. І. Наумову, а також працівникам експериментально-технологічного цеху моторобудівного заводу за увагу, виявлену до роботи, і допомогу, надану автору, у впровадженні її результатів у виробництво.

Розділ 1. Експлуатаційні властивості шліфованих деталей і визначаючі їх чинники

Основним змістом першого розділу є літературний огляд численних праць, присвячених вивченню причин, що викликають дефекти шліфування, та впливу цих дефектів на експлуатаційну надійність машин. На підставі аналізу літературних даних встановлено, що причиною зміни фізико-механічного стану поверхневого шару та його властивостей є дія високих температур та тисків. Під час шліфування загартованих сталей у поверхневому шарі відбувається своєрідний термічний процес, що здійснюється за високих швидкостей нагрівання та охолодження. Під впливом цього процесу в матеріалі відбуваються структурні та фазові перетворення, виникають залишкові напруження, що викликають деформацію виробів та утворення поверхневих тріщин.

Дефекти шліфування зменшують зносостійкість поверхонь деталей, що труться, і знижують їх вигинальну і контактну міцність. Наприклад, у роботі М. М. Рижова зазначається, що шліфувальні припікання, що розповсюджуються на глибину 95 – 100 мкм та зменшують твердість на поверхні цементованого шару сталі 12Х2Н4А з HRC 60–62 до HRC 51–50, знижують довговічність виробів, приблизно у вісім разів та межу контактної міцності на 25 %.

Усунути дефекти шліфування (припікання, тріщини) можна завдяки зменшенню температур у зоні різання. Відомі рекомендації щодо зменшення температури шліфування завдяки підбору режимів, харак-

теристик круга, виду мастильно-охолоджувальних рідин тощо, носять частковий та експериментальний характер.

Переривчасте шліфування, на відміну від інших методів, дозволяє завдяки конструктивних параметрів кругів цілком свідомо регулювати теплонапруженість процесу. Однак цей метод мало вивчений.

Практичні рекомендації, які корисні для промисловості, можуть бути розроблені лише на основі комплексного наукового узагальнювання та теоретичного обґрунтування широкого кола питань щодо якості, точності, зносостійкості кругів та експлуатаційної надійності шліфованих деталей. Дослідження, результати яких наводяться у цій роботі, спрямовані на вирішення саме цих питань.

Розділ 2. Теоретичні основи процесу шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею

У другому розділі розглядаються сутність процесу переривчастого шліфування, методика розрахунку геометричних параметрів кругів та основні закономірності взаємодії зерен з металом.

Температуру в зоні різання можна зменшити, якщо шліфування здійснювати з певними інтервалами, причому тривалість різання між цими інтервалами зробити менше часу теплового насичення металу і за період розриву процесу охолодити поверхню деталі. Такий процес шліфування можна здійснити кругами, що мають на робочій поверхні ряд виступів і вирізів, що чергуються, певної протяжності.

Для розрахунку протяжності виступів і проміжків між ними, необхідно знати час теплового насичення, який залежить від теплофізичних констант матеріалу та швидкості переміщення джерела тепла. Для визначення часу теплового насичення нами розроблено метод аналітичного розрахунку.

Для складання розрахункового рівняння було прийнято таку схему. На поверхні напівнескінченного тіла $X = 0$ у позитивному напряму осі Z рухається нескінченно довге за шириною смугове джерело кінцевої ширини, рівної 2h.

Використовуючи метод джерел, задачу розв'язуємо інтегруванням функції Кельвіна за часом від 0 до τ, за віссю Y' від $-\infty$ до $+\infty$ і віссю Z від 0 до 2h:

$$\theta = \int_0^{2h} dZ' \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} dY' \cdot \int_0^{\tau} \frac{2q \cdot d\tau}{c\gamma(4\pi a\tau)^{3/2}} \exp\left[-\frac{X^2 + (Y - Y')^2 + (Z - Z' + V\tau)^2}{4a\tau} \right], \quad (1)$$

де q – інтенсивність теплового джерела;

c – питома теплоємність;

y – щільність;

a – температуропровідність.

Рівняння (1) описує температурне поле у процесі насичення. Після інтегрування за вісями Y′ і Z′ і відповідних перетворень отримано формулу, що виражає залежність температури на задній кромці джерела від часу:

$$\theta = \frac{2qa}{\lambda V\sqrt{\pi}} \cdot \left\{ \frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}} \cdot \left[1 - \Phi\left(\frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}} \right) \right] - \frac{e^{-\frac{V^2\tau}{4a}} - 1}{\sqrt{\pi}} \right\}. \quad (2)$$

Формулою (2) зручніше користуватися, представивши залежність між температурою та часом у критеріальному вигляді. Комплекс $\frac{V^2\tau}{4a}$, що є аргументом у формулі (2), є добутком квадрата безрозмірного комплексу $Pe = \frac{VX}{2a}$ і комплекса $Fo = \frac{a\tau}{X^2}$. Після введення позначень: $\theta_{відн} = \frac{\pi\lambda V\theta}{2qa}$ – відносна температура; $X = \frac{V^2\tau}{4a}$ – безрозмірний комплекс, пропорційний часу, формула (2) набуде вигляду:

$$\theta_{відн} = \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{X}\left[1 - \Phi\left(\sqrt{X}\right)\right] - e^{-X} + 1 . \quad (3)$$

Із формули (3) визначається час, протягом якого температура поверхні досягає будь-якої заздалегідь заданої величини. Для розрахунку часу зручніше користуватися графічною залежністю між $\theta_{відн}$ та X (рис. 1). Задаючи величину відносної температури $\theta_{відн}$, за графіком визначають комплекс

$$X = Pe^2 Fo.$$

Час теплового насичення встановлюється за формулою

$$\tau = \frac{4Xa}{V^2}, \quad (4)$$

а довжина ріжучого виступу на крузі

$$L_1 = \pi D n \tau, \qquad (5)$$

де D – діаметр шліфувального круга, см;

n – кількість обертів шпинделя, об./с.

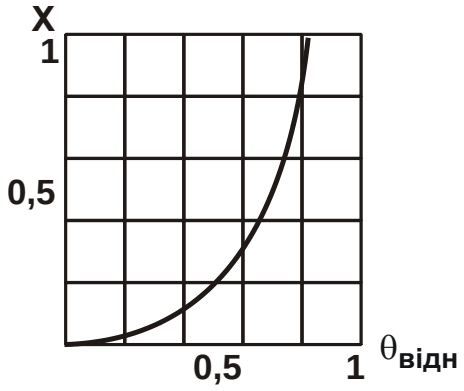


Рисунок 1 – Залежність безрозмірного комплексу X від відносної температури $\theta_{відн}$

Довжини вирізів на шліфувальному крузі визначаються з умов охолодження. Вирішення такої задачі в критеріальному вигляді:

$$\theta_{відн} = \exp Ti^2 [1 - \Phi(Ti)], \qquad (6)$$

де $Ti = \dfrac{\alpha\sqrt{\tau}}{\sqrt{\lambda c \gamma}}$ – критерій Тихонова.

Розрахунки показали, що в умовах рідинного охолодження розмір вирізу має бути того ж порядку, що й розмір виступу. Дослідним шляхом встановлено, що довжина вирізу з урахуванням зносостійкості круга та умов охолодження, повинна бути у 3 – 5 разів меншою за розмір виступу.

Для вибору геометричних параметрів кругів у роботі проведено необхідні розрахунки та побудовано графіки для визначення періоду теплового насичення та номограма для розрахунку довжини ріжучих виступів на крузі.

Встановлено, що зі збільшенням швидкості переміщення теплового джерела довжини виступів на крузі зменшуються. Наприклад, щоб зменшити температуру на 50 % під час шліфування сталі 12Х2Н4Л з окружною швидкістю 20 м/с, необхідно мати довжини виступів на крузі в одному випадку (для $V_{дж} = 3$ м/хв) – 60 мм, а в іншому випадку (для $V_{дж} = 8$ м/хв) – 10 мм. Отже, якщо геометричні параметри переривчас-

того шліфувального круга розраховані для якоїсь постійної швидкості переміщення теплового джерела (наприклад, для $V_{дж} = 4$ м/хв) і під час шліфування цим кругом на певному режимі температура в зоні різання зменшується на 50 % у порівнянні з суцільним кругом, то зі збільшенням швидкості переміщення теплового джерела до 15 м/хв температура в зоні шліфування повинна зменшитися тільки на 15 %.

Вимірювання температури в зоні шліфування переривчастим кругом показало, що зі збільшенням швидкості переміщення теплового джерела з 4 до 15 м/хв. температура зменшується у порівнянні з суцільним кругом не на 15 %, як свідчать розрахунки, а приблизно на 25 – 30 %. Отримана невідповідність пояснюється тим, що температура в зоні різання під час переривчастого шліфування зменшується завдяки декількох чинників, що одночасно діють. До основних чинників можна віднести:

а) переривання процесу різання в період теплового насичення, поки температура не досягла максимуму. Виконання цієї умови здійснюється завдяки виготовленню кругів з певною довжиною виступів;

б) зменшення інтенсивності теплового джерела шляхом видалення загального припуску окремими тонкими шарами;

в) покращення ріжучої здатності кругів із переривчастою поверхнею за рахунок інтенсивного його самозаточування;

г) зменшення частки тепла, що надходить в деталь.

Зі зношуванням кругів здійснюється самооформлення профілю, тобто на виступах утворюються робочі поверхні, що мають деякий кут атаки до площини різання. Слід зазначити, що навіть часткове самооформлення профілю докорінно змінює схему видалення припуску.

На рис. 2 показано схему роботи абразивних зерен переривчастого круга. Ріжучі зерна, які розташовуються на різних радіусах від центру круга, переміщаються за концентричними колам. У результаті цього загальний припуск розбивається на декілька шарів, які видаляються, в основному, зернами фронтальної зони круга. Довжина ріжучого виступу в декілька разів більше за ширину площі контакту круга з виробом, тому окремі шари припуску видаляються в різні періоди часу. Видалення припуску окремими тонкими шарами зменшує миттєву силу різання. У порівнянні зі звичайним шліфуванням вона зменшується на 30 – 40 %. Експериментально і теоретично встановлено, що кількість зерен, що

приймають активну участь у різанні, у кругів з переривчастою робочою поверхнею більше, ніж у звичайних. Якщо фронтальна зона поширюється на довжину всього ріжучого виступу, їх кількість визначається за формулою:

$$Z_{ф.пр} = \frac{2\pi DBL_1}{5(L_1 + L_2)} Z', \qquad (7)$$

де D – діаметр шліфувального круга, мм;

B – ширина круга мм;

L_1 – довжина ріжучого виступу, мм;

L_2 – довжина вирізу на крузі, мм;

Z' – кількість зерен на 1 мм^2 поверхні круга, шт.

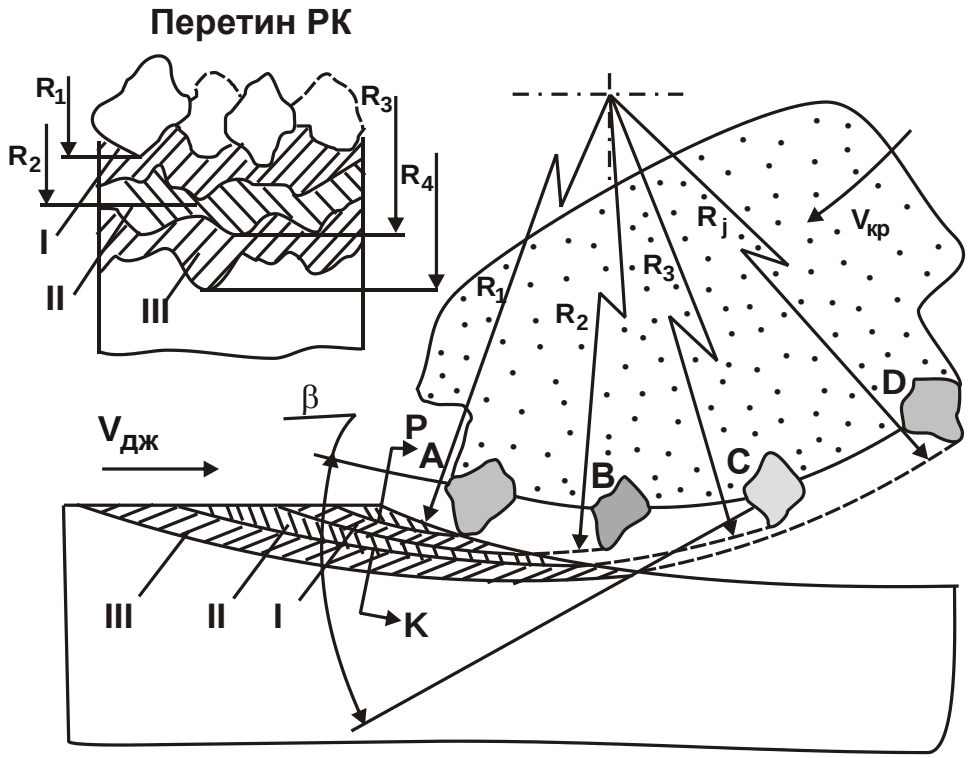


Рисунок 2 – Схема роботи абразивних зерен переривчастого круга

Якщо фронтальна зона захоплює частини ріжучого виступу, то для розрахунку кількості ріжучих зерен на крузі пропонується така формула:

$$Z_{ф.пр} = \frac{2\pi DBL_1}{5(L_1 + L_2)} Z' + \frac{1000B \cdot i \cdot V_{ст}(L - L_6)}{(L_1 + L_2) \cdot h \cdot d \cdot n}, \qquad (8)$$

де i – кількість теплових імпульсів на осцилограмі від ріжучих зерен, що реєструються термопарою під час контакту круга з точкою поверхні, шт.;

h – ширина зони контакту круга з виробом, мм;

d – діаметр термопари, мм;

$L = L_1 + L_2$;

$V_{ст}$ – швидкість стола верстату, м/хв;

l_6 – довжина фронтальної зони.

Згідно з вихідними даними (круг ЕБ25СМ2К, діаметр круга 200 мм; $n = 2800$ об./хв; $t = 0{,}05$ мм; $B = 25$ мм; $V_{ст} = 20$ м/хв; $L_1 = 25$ мм; $L_2 = 15$ мм; $l_6 = 6$ мм) виконано розрахунки кількості ріжучих зерен на поверхні суцільного та переривчастого кругів. У результаті встановлено, що суцільний круг має кількість ріжучих зерен $Z_ф = 10150$ шт., а переривчастий круг – 22295 шт.

Теоретичні дані підтверджено експериментом. Для визначення характеру розподілу зерен на робочій поверхні алмазних кругів використовували метод профілографування на профілометрі-профілографі "Калібр ВЕІ". За результатами вимірювання різновисотності алмазних зерен побудовано залежність щільності їх розподілу на робочій поверхні кругів. Встановлено, що висота зерен над рівнем зв'язки є випадковою величиною та змінюється згідно із законом нормального розподілу (рис. 3). Площа, що відповідна на кривій розподілу певній кількості ріжучих зерен, визначається за таблицею функцій інтеграла ймовірностей.

Враховуючи те, що кількість ріжучих зерен під час звичайного шліфування не перевищує 15 %, за умови

$$0{,}85 = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \cdot \int_0^x e^{-\frac{t'^2}{2}} \cdot dt'$$

визначено верхню межу $t' = 1{,}44$. Щільність розподілу випадкової величини описується рівнянням

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(x-x')^2}{2\sigma^2}} .$$

У нашому випадку $f(x) = \frac{1}{4{,}96 \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(x_1-12{,}84)^2}{2\cdot(4{,}96)^2}}$. Звідки визначено шукану абсциссу x_1: $\frac{x_1 - 12{,}84}{4{,}96} = 1{,}44$; $x_1 = 19{,}84$ мм.

Відрізок ΔH (рис. 3) дозволяє оцінити приростання ріжучих зерен на робочій ділянці ВС завдяки нахилу фронтальної поверхні на кут β.

Кут атаки β залежно від характеристики кругів і режимів шліфування змінюється на ділянці АВ від 3° до 30°, а на ділянці ВС – від 15 до 50 хв.

На ділянці АВ в межах заданої рівновисотності всі зерна, що виступають зі зв'язки, є ріжучими. Ця зона приблизно відповідає як для алмазних, так і абразивних кругів $\left(\frac{1}{4}...\frac{1}{5}\right)\cdot L_1$. На ділянці ВС збільшення кількості зерен за рахунок нахилу фронтальної зони визначається з трикутника КРМ (рис. 3):

$$\Delta H = l_3 \cdot tg\beta = 0{,}238 \cdot 0{,}014 = 3{,}33 \text{ мкм}.$$

За цих умов для $x_1' = x_1 - \Delta H = 19{,}84 - 3{,}33 = 16{,}51$ мкм приростання площі дорівнює: $t' = \frac{x_1' - 12{,}84}{4{,}96} = 0{,}74$. Ф(0,74)=0,5407. Звідки загальна кількість ріжучих зерен дорівнює 46 %.

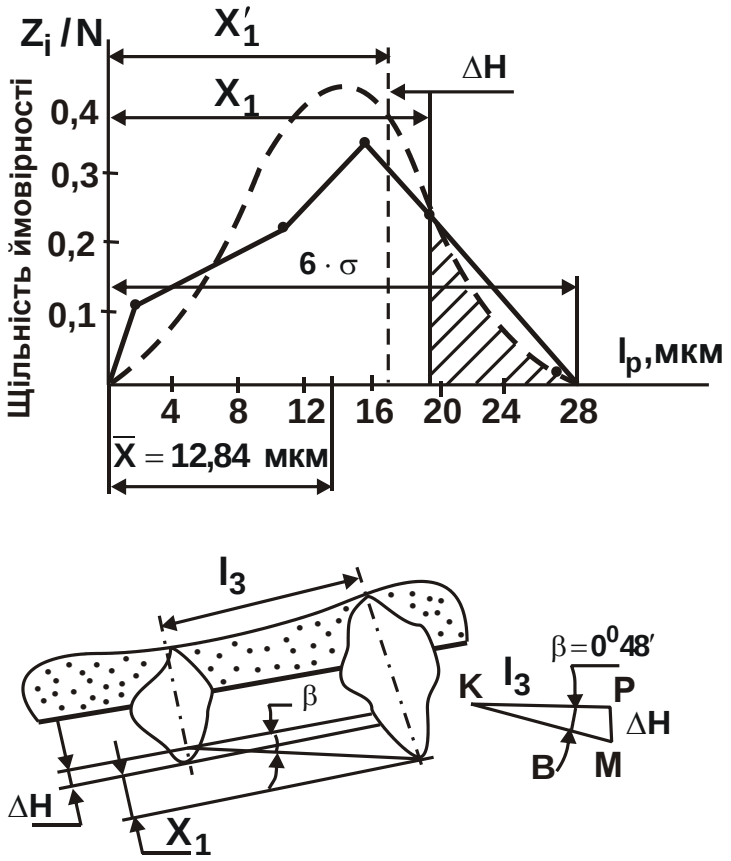


Рисунок 3 – Розрахункова схема

Зерна, розташовані на передній зоні біля передньої кромки виступу, видаляють верхній шар припуску (рис. 2). Після видалення верхнього шару вступають у роботу такі зерна, які зрізають шари, розігріті до високих температур. Час нагріву мікрошарів доти, доки наступна група зерен їх не зрізала, обчислюється тисячними частками секунди. За цей час тепло не встигає поширитись углиб металу і, концентруючись у тонких шарах, відводиться із стружкою. За такою схемою видалення припуску фізико-механічний та структурний стан поверхневого шару деталі формуватиметься в основному за рахунок теплої дії тільки тих ріжучих зерен, які розташовані на тильній частині виступу, що сприяє меншій теплонапруженості поверхневого шару деталі.

Під час шліфування суцільним кругом усі ріжучі зерна стикаються з оброблюваною поверхнею. Кількість тепла, що надходить у виріб під час переривчастого шліфування, можна визначити з виразу

$$Q_{п} = \psi \cdot Q_{суц},$$

де $Q_{п}$, $Q_{суц}$ – кількість тепла, що надходить до виробу під час шліфування переривчастим та суцільним кругами;

ψ – відношення кількості тепла, що надходить до виробу під час переривчастого і звичайного шліфування.

Для визначення цього відношення пропонується формула:

$$\psi = \frac{N^{п}_{відн}}{N_{відн}} = \frac{P_{к}\left(l_{ц} + K''l_{6}\right)\cdot l^{3}_{ф.суц}}{\pi \cdot D \cdot l^{3}_{ф.п}}, \qquad (10)$$

де $N_{відн}$, $N^{п}_{відн}$ – кількість торкань зерен, що припадають на одиницю поверхні, під час звичайного і переривчастого шліфування;

$P_{к}$ – кількість виступів на крузі;

$l_{ц}$ – довжина циліндричної частини на виступі круга;

$L_{ф.п}$, $L_{ф.суц}$ – фактичні відстані між зернами, що приймають участь у різанні під час переривчастого і звичайного шліфування;

K'' – коефіцієнт, який залежить від глибини шліфування та зернистості круга.

Дослідження показали, що під час шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею частка тепла, що надходить до деталі, змінюється залежно від глибини різання. Наприклад, для $t = 0{,}08$ мм і протяжності фронтальної зони $l_{6}/l_{1} = 0{,}5$ частка тепла, яка надходить до

деталі, зменшується у порівнянні із звичайним шліфуванням на 25 – 30 %. Ці дані дозволяють зробити важливий висновок щодо того, що процес переривчастого шліфування відносно до звичайного шліфування супроводжується меншою тепловою напруженістю. В умовах дії абразивних зерен із заокругленою вершиною до деякої глибини впровадження відбувається лише пластична деформація (зминання) металу з відтісненням його вздовж країв подряпини. Зі збільшенням глибини процес зминання перетворюється на різання. Початок стружкоутворення, за даними М. І. Богомолова, відбувається за умови $a_z / \rho = 0{,}04$ ... 0,08, а за даними І. В. Крагельського – за умови $a_z / \rho = 0{,}14$ … 0,17.

Під час переривчастого шліфування припуск видаляється окремими тонкими шарами, і процес взаємодії зерен з оброблюваною поверхнею здійснюється з малими глибинами впровадження. За постійних значень радіусів заокруглення зерен відносне впровадження їх у метал a_z / ρ зменшується. За цих умов згідно з існуючими уявленнями коефіцієнт стружкоутворення повинен зменшуватися, а робота, що витрачається на тертя, збільшуватися.

У роботі пояснення механіки процесу різання під час переривчастого шліфування надано з позиції різання одиничних зерен із великими швидкостями. Встановлено, що зі збільшенням швидкості дряпання точка переходу від пластичного деформування до зрізання стружки зміщується у бік менших глибин. Початок стружкоутворення для швидкості різання 30 – 35 м/с відбувається зі значеннями $a_z / \rho = 0{,}04$ ... 0,05. Під час переривчастого шліфування відносне впровадження $a_z / \rho = 0{,}05$ … 0,06.

Витрати енергії на диспергування та пластичне деформування під час переривчастого шліфування нами оцінювалися відношенням P_y / P_z. Встановлено, що в умовах звичайного шліфування з глибиною різання $t = 0{,}01$ мм відношення $P_y / P_z = 5$. Для цих умов величина відносного впроваджування зерен $a_z / \rho = 0{,}03$. Під час переривчастого шліфування відношення $P_y / P_z = 3{,}5$; $a_z / \rho = 0{,}13$. Як видно, ріжуча здатність переривчастих кругів не нижче звичайних.

На рис. 4 показано залежність відношення P_y / P_z від нормальної складової сили різання P_y. В умовах звичайного шліфування зі збіль-

шенням нормальної складової сили різання P_y відношення P_y / P_z зменшується до того, поки не станеться перехід від пластичного відтискання до різання більшої частини ріжучих зерен, що знаходяться в зоні контакту круга з виробом. Під час переривчастого шліфування відношення P_y / P_z у всьому діапазоні навантажень залишається постійним. Зона активного різання зміщується у бік малих навантажень. Це зміщення пов'язано з пошаровим видаленням припуску, а поліпшення ріжучої здатності переривчастих кругів – зі зменшенням кутів різання зерен σ.

У міру засалювання звичайних кругів спостерігається збільшення відношення P_y / P_z. Під час переривчастого шліфування незалежно від часу роботи воно залишається постійним.

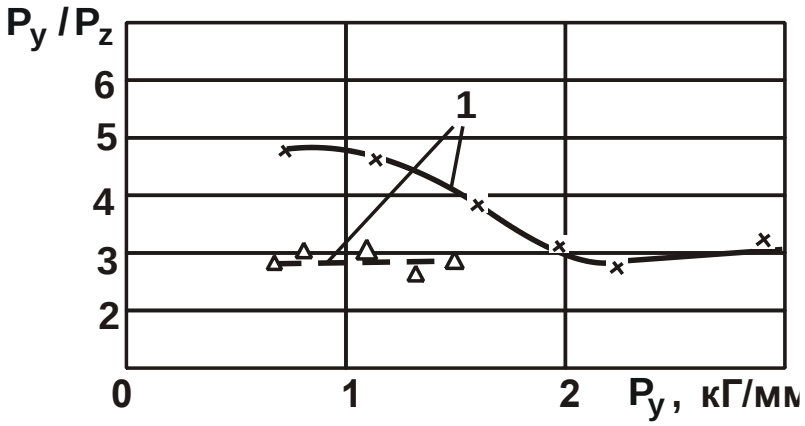


Рисунок 4 – Залежність відношення P_y / P_z від нормальної сили P_y під час шліфування алмазним кругом АСП16К1 – 50 % твердого сплаву Т30К4. Контурні лінії – суцільний круг; пунктирні лінії – переривчастий круг

Стабільність умов різання з часом можна простежити формою стружки. Наші дослідження показують, що під час шліфування сталі 12Х2Н4А (HRC 60–62) звичайним кругом ЕБ25СМ2К з різним ступенем затуплення виходить різноманітна за формою та розмірами стружка.

Після правлення круга переважає зливна стружка, притуплення зерен круга протягом 2,5 хв зменшує її частку і викликає появу дрібної кулястої оплавленої стружки.

Після п'ятихвилинного періоду роботи переважає велика куляста оплавлена стружка. Сильне затуплення круга знову викликає подрібнення стружки. Під час шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею спостерігається зворотна картина. У міру збільшення тривалості шліфування зростає протяжність передньої зони. У зв'язку з цим збільшується кількість ріжучих зерен на крузі та зменшується глибина вдавлювання кожного з них. За цих умов діаметри оплавлених кулястих стружок зменшуються, а кількість зливної стружки збільшується. Після формування робочих виступів (приблизно після 2 – 2,5 хвилин) стружка за формою та розмірами майже не змінюється.

Під час звичайного шліфування сила різання, віднесена до одиничного зерна, приблизно в 2 – 3 рази менше сили, яка потрібна на руйнування зерен. Сила утримання зерен зв'язкою під час звичайного шліфування приблизно в 5 – 6 разів більше за силу різання $P_z(a_z)$, під час переривчастого шліфування це відношення досягає 15 – 20. Внаслідок малих навантажень і порівняно низьких контактних температур зерна переривчастих кругів зношуються менше.

Для зменшення сили динамічного удару за рахунок переривчастого різання вирізи на крузі потрібно виготовляти під кутом 45°. Розмірна стійкість цих кругів, як показують численні дослідження, вище за звичайних кругів.

Переривчасті шліфувальні круги з похилими ріжучими виступами на вигляд нагадують колесо лопаткової машини і за певного конструктивного оформлення можуть працювати як насос і здійснювати прокачування рідини через вирізи.

Теоретичний аналіз показав, що якщо круг виконати у формі діагональної лопаткової машини, то тиск рідини буде відбуватися за рахунок коріолісових сил. Із формули

$$H = \frac{\Gamma_\omega Z_\omega}{2\pi \cdot g} + \frac{V_2^2 - V_1^2}{g} \qquad (11)$$

видно, що у створенні напору H приймає участь не тільки робота, пов'язана з циркуляцією відносної швидкості $\frac{\Gamma_\omega Z_\omega}{2\pi \cdot g}$, а й робота моменту коріолісових сил $\frac{\Gamma_\omega Z_\omega}{2\pi \cdot g}$, яка залежить від форми виступів. У цьому разі відпадає необхідність у спеціальному профілюванні виступів, що спро-

щує конструкцію переривчастих кругів. Подача МОР у зону різання збільшує продуктивність на 12 – 15 % та зменшує питому витрату абразиву на 30 – 35 %.

Практика експлуатації переривчастих кругів та спеціальні дослідження характеристик їх міцності показали, що за дотримання правил і норм безпечної роботи (ГОСТ 3881–53) ці круги достатньо міцні та безпечні в роботі.

Розділ 3. Дослідження теплових явищ під час шліфування

У цьому розділі викладено результати аналітичного та експериментального дослідження теплових явищ під час звичайного та переривчастого шліфування. Головну увагу, у зв'язку із складністю умов обробки, приділяють шліфуванню зубчастих коліс. Оскільки на машинобудівних заводах використовують різні методи шліфування зубів шестерень, у роботі зроблено спробу класифікувати їх за спільністю теплових схем. Розглядаються деякі теплові завдання у загальному вигляді для деталей, що мають різні геометричні форми. Точність аналітичних рішень перевірено експериментально на моделюючій установці та в реальних умовах шліфування.

Експериментальна перевірка точності встановлених рівнянь для розрахунку температур на моделюючій установці показала, що формула

$$Q_y = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi h}{\lambda c \gamma V}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{Y \cdot \sqrt{V}}{2 \cdot \sqrt{a \cdot h}} \right) \right] \qquad (12)$$

цілком застосовна до розрахунку температурних полів під час зубошліфування на верстатах Гир-Грайдинг, Плауерт, Рейсхаус, Матрикс і МААГ;

$$\theta_y = \frac{2qa}{\pi \lambda V} \cdot \int_{Z-\frac{L}{2}}^{Z+\frac{L}{2}} e^{-\xi} \cdot K_0\left(X^2 - \xi^2\right)^{1/2} \cdot d\xi \qquad (13)$$

– під час зубошліфування на верстатах ЕНІМС 5А872, 5872 тощо.

Встановлення рівнянь для розрахунку площ контакту евольвентних поверхонь зубів із шліфувальним кругом та емпіричних рівнянь для

визначення сил різання дозволило встановити інтенсивність теплового джерела. Після підстановки цього параметра у формули (12) і (13) отримано рівняння, що придатні для точних розрахунків. Наприклад, для зубошліфувальних верстатів із черв'ячним абразивним кругом формула має вигляд:

$$\theta = \frac{S_{рад}^{0,55} \cdot S_{позд}^{0,16} \cdot 10^4}{\left(27 \cdot S_{позд}^{0,5} + S_{позд}\right)\sqrt{\lambda c \gamma}} \cdot K_1 K_2 K_3 K_4, \qquad (14)$$

де K_1, K_2, K_3, K_4 – коефіцієнти, що враховують вплив діаметра, кількості обертів круга, кількості зубів та модуля на температуру.

На машинобудівних заводах велика номенклатура деталей, що шліфуються, наприклад: замки лопаток турбін і компресорів, мітчики і різні ріжучі інструменти мають форму клина. Температурне поле в зоні, близькій до ребра клина, суттєво відрізнятиметься від температурного поля напівнескінченного тіла.

Завдання щодо температурного поля в клині нами вирішене [45], і рівняння для розрахунку температури має вигляд

$$\theta = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \cdot \int_{Z-H}^{Z+H} M(\rho, \gamma, z) \cdot \exp(-\xi) \cdot K_0\left(\rho_{\sin^2\gamma}^2 + \xi^2\right)^{1/2} \cdot d\xi. \qquad (15)$$

Рівняння (15) визначає відоме температурне поле для смугового джерела, що рухається поверхнею напівнескінченного тіла, помноженого на коефіцієнт $M(\rho, \gamma, Z)$, який залежить від трьох безрозмірних критеріїв і характеризує вплив обмеженості виробу. Аналіз показує, що за умови $\rho = 0$ (на ребрі клину з кутом розчину 60°) множник M за всіх значень γ і Z дорівнює 1,5, і вираз для визначення температури на ребрі клину набуває вигляду:

$$\theta = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \cdot 1{,}5 \cdot \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) \cdot K_0(\xi) \cdot d\xi. \qquad (16)$$

Фізично це означає, що температура на ребрі клину в 1,5 рази більше, ніж у точках напівнескінченного тіла за тих самих умов. За умови $\rho \to \infty$, тобто в області, віддаленій від ребра клину, множник $M \to 1$. Це указує на те, що в міру віддалення від ребра обмеженість виробу не впливає на температурне поле смугового джерела тепла, а вираз (15) отримує відоме рішення, що описує температурне поле в напівнескінченному тілі від рухомого смугового джерела тепла.

Перевірка точності аналітичного рішення проводилася на спеціальній установці, що моделює процес, та на плоскошліфувальному верстаті під час обробки клиноподібних зразків. Зіставлення експериментальних точок із розрахунковими показали цілком задовільні результати. Максимальна температура, що визначена експериментально, відрізняється від розрахункової лише на 11 %.

Для розрахунку температурних полів смугових джерел, що рухаються поверхнею пластини кінцевої товщини, відоме рішення

$$\theta = \frac{2qa}{\pi\lambda V}\cdot 1{,}5\cdot \int_{Z-H}^{Z+H} M(XDZ)\cdot \exp(-\xi)\cdot K_0\left(X^2+\xi^2\right)^{1/2}\cdot d\xi \ . \qquad (17)$$

Множник M(XDZ), що враховує кінцевість розмірів для безрозмірної товщини $D = \frac{Vd}{2a} > 3$, можна прийняти рівним 1, і розрахунок температурних полів виконувати за формулами для напівнескінченного тіла. Безрозмірна величина D пропорційна швидкості переміщення теплового джерела та товщині оброблюваної деталі d. Отже, під час шліфування з дуже малими швидкостями товстостінні деталі ($d = 8$ – 10 мм) можуть прогріватися наскрізь і в цьому випадку вони повинні розглядатися як тонкостінні пластини. В умовах шліфування з більшими швидкостями, навпаки, тонкі пластини ($d = 0{,}1$ мм) можуть розглядатися як напівнескінченне тіло.

Аналіз рішення дозволив знайти область (рис. 5, заштрихована зона), в якій під час розрахунків температурних полів потрібно враховувати кінцевість розмірів деталей. Аналіз даних призводить до висновку, що деталі товщиною $d \le 0{,}1$ мм під час шліфування із швидкістю переміщення теплового джерела $V_{дж} \le 15$ м/хв потрібно розглядати тонкостінною пластиною, а під час шліфування із $V_{дж} > 15$ м/хв – напівнескінченним тілом. Деталі товщиною $d = 1$ мм під час шліфування із швидкістю $V_{дж} > 1{,}5$ м/хв розглядаються напівнескінченим тілом, а під час шліфуванні із швидкістю $V_{дж} < 1$ м/хв – тонкостінною пластиною.

Зубошліфувальні верстати, умовно віднесені до другої групи, мають швидкості переміщення теплового джерела від 5 до 25 м/хв. Для цих умов шліфування тіло зуба шестерні ($m = 1$ мм і більше) можна вважати напівнескінченним і розглянуті рішення задач щодо температурного поля можуть успішно використовуватися на практиці без особливих

обмежень. Під час шліфування спірально-конічних коліс на верстатах ЕНІМС малих модулів $m \le 2$ із швидкістю обкатування $V_{дж} < 1$ м/хв температурні поля повинно розраховувати за рівнянням для тонкостінної пластини, а у всіх інших – за рівнянням для напівнескінченного тіла.

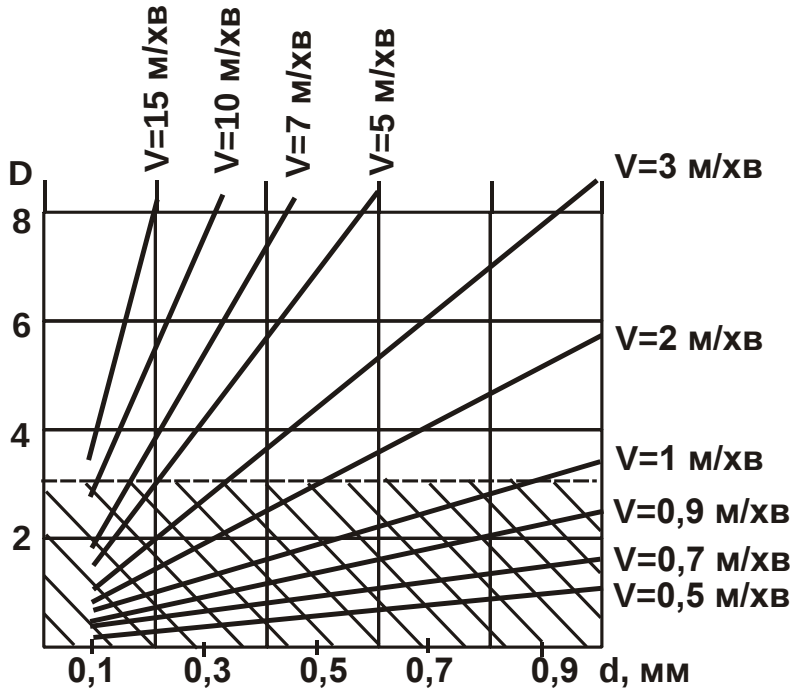


Рис. 5.

Подана у роботі таблиця значень функції

$$J_{xz} = \int_0^z e^{-\zeta} \cdot K_0\left(X^2 - \zeta^2\right)^{\frac{1}{2}} \cdot d\zeta \qquad (18)$$

для відносних координат X, відповідно рівних 0; 0,2; 0,5; $0,5^{1/2}$; 1; $2^{1/2}$; 2; 2,5, і графік зміни цього інтеграла значно полегшує пошук відносної температури. Температурні поля дають можливість оцінювати швидкість нагрівання та охолодження поверхневих шарів, а також витримку за високої температури. Ці дані необхідні для пояснення термічних процесів, що відбуваються в поверхневому шарі деталей, що шліфуються.

На рис. 6 показано розрахункові значення температур під час шліфування зубів спірально-конічної шестерні із сталі 12Х2Н4А звичайним кругом (крива 1) і сегментною головкою (крива 2).

Розрахунки показали, що круги з переривчастою робочою поверхнею зменшують температуру в зоні різання відносно звичайного шліфу-

вання на 35 – 40 %. Побудова температурних кривих у координатах: "температура – час" дозволило встановити, що час нагрівання до максимальної температури залежно від режимів шліфування спірально-конічних коліс на верстатах ЕНІМС змінюється в межах від 0,05 до 0,24 с, а час витримки за максимальної температури – 0,02 – 0,05 с, швидкість нагрівання поверхні 3000 – 5500 °С/с, швидкість охолодження 2500 – 3000 °С/с.

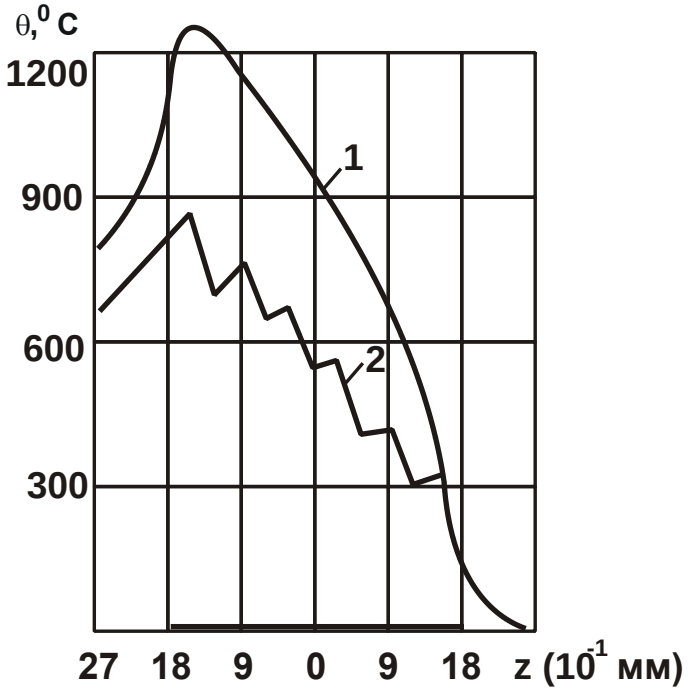


Рисунок 6 – Розрахункові значення температур під час шліфування зубів спірально-конічної шестерні звичайним кругом (крива 1) і сегментною головкою (крива 2)

Під час шліфування зубчастих коліс на верстатах МААГ найбільше впливають на температуру в зоні контакту поздовжня подача і глибина різання. Наприклад, під час звичайного шліфування зубів шестерні на верстатах МААГ із сталі 12Х2Н4А на режимі: круг ЕБ25СМІК, глибина різання $t = 0{,}1$ мм, $n = 180$ кач./хв, збільшення поздовжньої подачі від 1,6 до 2,2 – викликає збільшення температури від 700 °С до 1000 °С, під час переривчастого шліфування – від 470 °С до 550 °С. Зміна твердості круга від М2 до С1 збільшує температуру в зоні контакту в три рази, наприклад, для режиму шліфування, що розглядається, звичайними кругами від 300 °С до 1200 °С, а під час переривчастого шліфування – від 260 °С до 550 °С.

Порівняльне оцінювання теплонапруженості процесів звичайного і переривчастого шліфування здійснювалося на циліндричних, спірально-конічних і конічних шестернях, шліфованих, відповідно, на верстатах МААГ та Гир-Грайдинг; ЕНІМС (5А872) та Гліссон. Крім того, досліди виконувалися на товстостінних і тонкостінних пластинах та деталях клиноподібної форми. Встановлено, що переривчасті круги, що мають певну довжину робочих поверхонь, незалежно від характеристики (твердість, зернистість), режимів різання, форми оброблюваних деталей, методів обробки, схем зубошліфування та матеріалів, зменшують температуру в зоні різання на 35 – 45 % у порівнянні зі звичайним шліфуванням.

Розділ 4. Дослідження якості поверхневого шару після шліфування деталей кругами з переривчастою робочою поверхнею

Теоретичні та експериментальні дослідження температур і сил різання, розглянуті в розділі 3, показали, що переривчасте шліфування є засобом значного (на 30 – 50 %) зменшення контактної температури та сил різання, а отже, і засобом покращення якості поверхневого шару. Виявленню технологічних можливостей переривчастих кругів з метою усунення припікань та тріщин присвячено цей розділ.

Якість шліфованих поверхонь вивчалася методами:

а) визначення мікрогеометрії поверхні за допомогою профілографа-профілометра ВЕІ;

б) визначення мікротвердості на приладі ПМТ-3;

в) вивчення стану структури на оптичних мікроскопах МІМ-7 і МІМ-8. Проведено дослідження матеріалу у тонких шарах з використанням більш досконалих методів фізичного аналізу рентгеноструктурної та електронної мікроскопії.

Напруження першого роду під час шліфування вивчалися методом М. М. Давиденкова.

Щоб визначити область раціонального використання переривчастих кругів, досліди за якістю поверхневого шару виконувалися на різних матеріалах (загартованих, цементованих, азотованих, швидкорізальних сталях, твердих жароміцних і титанових сплавах). Шліфування деталей різних за конфігурацією здійснювалося на плоскошліфувальному, круглошліфувальному та зубошліфувальних верстатах.

Встановлено, що переривчасте шліфування доцільно застосовувати незалежно від схем шліфування на сталях та сплавах, схильних до шліфувальних припікань та тріщин. Під час шліфування цементованих, загартованих і швидкорізальних сталей переривчастими кругами на підвищених у 2 – 4 рази режимах різання (у порівнянні зі звичайними кругами) виключається поява припікань.

Під час шліфування сталі ЕІ437Б переривчастими кругами зменшується глибина залягання залишкових розтягуючих напружень і на тонких режимах (t = 0,02 мм) зменшується їх величина – від 30 до 20 кг/мм^2. Під час шліфування на жорстких режимах ($t = 0{,}05$ мм) залишкові напруження залишаються на одному рівні $a = 50$ кг/мм^2. Аналогічні результати отримано під час шліфування титанових сплавів. Встановлено, що переривчасті круги, на відміну від звичайних, тривалий час зберігають стабільні умови роботи ріжучих зерен, не викликаючи при цьому (у міру засалювання круга) збільшення величини залишкового напруження.

Температура у зоні різання протягом тривалого періоду шліфування (наприклад, 30 хв) майже не змінюється. Відносний натяг у системі: "верстат – деталь – шліфувальний круг" збільшується незначно.

Під час обробки металів, які піддаються загартуванню, нагрівання поверхневого шару супроводжується не тільки об'ємними змінами металу, а й фазовими перетвореннями. Епюра розподілу залишкових напружень у цьому разі має складніший характер. За наявності вторинно загартованих структур максимальна величина розтягуючих напружень залягає на деякій глибині від поверхні. У цій зоні вздовж меж спадкових зерен аустеніту на сталі 18ХНВА виявлено мікротріщини, що залягають у глибинних шарах.

Під час переривчастого шліфування зміна твердості і зернистості шліфувальних кругів незначно впливає на фізико-механічний стан поверхневого шару. Наприклад, зі збільшенням твердості суцільних кругів від М3 до СТ-1 із білого електрокорунду зернистістю 25 глибина дефектного шару зростає із 30 ... 35 до 180 ... 200 мкм, а під час переривчастого шліфування – від 0 до 30 ... 35 мкм. Глибина дефектного шару під час роботи переривчастими кругами зернистістю 16 – 40 також у 5 – 6 разів менше, ніж після шліфування суцільними кругами.

Дослідження показали, що застосування переривчастих кругів під час шліфування азотованих 38ХМ10А і загартованих ХВГ і У8А сталей,

твердих сплавів Т30К4, Т5К10 і жароміцного сплаву ЖС-6К виключає появу тріщин навіть на підвищених в 3 – 4 рази режимах різання. Наприклад, під час шліфування сталі 16ХГТЛ суцільним кругом ЕБ25СТІК на режимах: $V_{кр} = 36$ м/с; $t = 0{,}03$ мм; $V_{ст} = 3$; 6; 9; 12 м/хв тріщини виявлено на всіх режимах; під час шліфування переривчастим кругом – лише на зразках, які шліфувалися із швидкість столу $V_{ст} = 12$ м/хв.

Під час дослідження якості поверхневого шару сталей і сплавів, прошліфованих алмазними кругами, встановлено, що застосування цих кругів не виключає появи дефектів шліфування. Наприклад, під час шліфування твердих сплавів Т15К6; Т5К10; Т30К4; азотованої ЕІ69, швидкорізальної сталі Р18 алмазним кругом АСП40БІ – 50-відсоткової концентрації з глибиною різання, за якою не відбувається тріщиноутворення, є 0,5 мм/хід та 8 … 12 м/хв.

Виходячи з великої кількості вивчених структур загартованих, цементованих і швидкорізальних сталей, твердих і жароміцних сплавів, вибіленого чавуну, встановлено наявність контурного каркаса, який, будучи непомітним під час мікроструктурного аналізу, видає свою присутність під час утворення шліфувальних тріщин. Встановлено, що каркасною діафрагмою можуть бути найрізноманітніші продукти, щодо яких (якщо вони міцніше за структурну основу) або за якими (якщо вони слабші за основу) відбуваються зрушення структурних частинок під впливом напружень, викликаних тепловими структурними змінами. Зсувний характер руйнування поверхні металу за межами зерен підтверджується тим, що всередині кожного спадкового зерна міститься велика кількість дрібніших зерен, які по-різному орієнтовано відносно до контуру спадкового зерна. У прикордонній смузі оболонки ці зерна в зв'язку анізотропних властивостей, під час нагрівання неоднаково розширюються в об'ємі, а під час охолодження – скорочуються. Це механічно впливає на каркас спадкових зерен, викликаючи руйнування.

Висота шорсткостей під час переривчастого шліфування залежно від властивостей оброблюваного металу, гостроти ріжучих зерен, хімічної спорідненості пар, що труться, має загальну закономірність із звичайним шліфуванням і обумовлюється одночасним проявом геометричних чинників, пластичної деформації, адгезійними явищами і вібрацією. Крім того, умови формування шорсткостей поверхні залежать від протяжності фронтальної зони.

Після повного самооформлення профілю фронтальної зони переривчастих кругів чистота поверхні покращується приблизно на один клас. Під час переривчастого абразивного шліфування сталей з глибинами різання більше 0,04 мм без виходжування чистота поверхні погіршується в межах одного – двох розрядів у порівнянні зі звичайним шліфуванням, а під час шліфування з малими глибинами ($t = 0{,}01 \ldots 0{,}02$ мм) вона однакова.

Під час переривчастого шліфування зубчастих коліс на верстатах МААГ, Гир-Грайдинг, ЕНІМС, 5131 тощо і заточуванні ріжучих інструментів з подальшим виходжуванням шорсткість поверхні зменшується на один-два розряди у порівнянні із звичайним шліфуванням. Під час переривчастого алмазного шліфування чистота обробки виходить того ж класу, як і під час шліфування суцільним кругом. Дослідження показали, що шорсткість поверхні залежить від часу роботи шліфувального круга. Наприклад, в умовах шліфування сталі 12Х2Н4А на режимі $t = 0{,}025$ мм, $V_{кр} = 28$ м/с, $V_{ст} = 10$ м/хв в інтервалі 15-хвилинного періоду висота шорсткості в міру засалювання круга змінюється. Після правлення звичайного круга в інтервалі п'ятихвилинного періоду роботи висота шорсткості R_a збільшується з 0,42 до 0,82 мкм. В інтервалі часу шліфування від 5 до 15 хв висота шорсткості R_a знову зменшується від 0,82 до 0,44 мкм. Зміну висоти шорсткостей супроводжує ціла низка чинників. Наприклад, температура у зоні шліфування за цей період роботи круга збільшується від 600 °С до 1100 °С; відносний натяг у системі "верстат – деталь – шліфувальний круг" – в 1,75 разів; ступінь відпустки – від 10 до 35 %; глибина дефектного шару – від 15 до 250 мкм; змінюються також форма і переріз стружки. Через великі контактні тиски і високі температури на поверхні тертя зерен, як нами встановлено, відбувається безперервний процес виникнення і зрізу адгезійних плям.

Зношування зерен і адгезійні явища нами оцінювалися в динаміці після 1, 2, 5, 10, 30, 60, … окремих різів. Для відліку строго певної кількості різів у процесі реального шліфування досліди виконувалися на зразках (тонких пластинах), товщини яких відповідали величині переміщення стола плоскошліфувального верстата 3Г71 за період одного оберту шліфувального круга. За цих умов шліфування кожне виступаюче зерно на крузі за один хід столу зробить тільки один різ на зразку. Досліди показали, що під час звичайного шліфування після першого

різу на ріжучих зернах з'являється налипання металу, після 3 – 5 різів помічено зрив налипшого металу. Після 10 різів на цих зернах відбувається сильніше налипання із захопленням більшої площі ураження. На поверхні зерен виявлено сітку мікротріщин, яка добре проглядається крізь тонку плівку металу. Після 30 різів досліджувані зерна викришилися зі зв'язки.

Під час переривчастого шліфування висота шорсткості також змінюється за часом. Вирізи на крузі зменшують загальну кількість зерен, що утворюють ріжучий контур. Це у початковий момент роботи круга погіршує чистоту поверхні. У міру формування фронтальних зон чистота поверхні покращується. Зменшення висоти шорсткостей пов'язане з пошаровим видаленням припуску та збільшенням загальної кількості ріжучих зерен. Тут превалюючу роль у формуванні чистоти поверхні грає ріжучий контур. Під час шліфування зубчастих коліс 6 – 7 ступеня точності середніх розмірів на заводах серійного та масового виробництва проблему покращення якості поверхневого шару можна успішно вирішити через застосування переривчастих кругів.

Під час шліфування великогабаритних зубчастих коліс, які схильні до значного короблення в умовах термічної обробки, проблему поліпшення якості поверхневого шару необхідно вирішувати через застосування систем автоматичного регулювання якості.

Для цих цілей нами розроблено систему автоматичного регулювання якості поверхневого шару, яка, на відміну від відомих, має більш високу точність, оскільки вона реагує лише на зміну активної потужності. Експериментальне налагодження та, нарешті, впровадження системи автоматичного регулювання на зубошліфувальних верстатах 5851 та 5853 на моторобудівному заводі повністю усунули брак за припіканнями і збільшили продуктивність праці на 30 %.

Розділ 5. Дослідження зносостійкості та ріжучої здатності суцільних та переривчастих абразивних і алмазних шліфувальних кругів

У цьому розділі надано аналіз літератури з питань причин, характеру та закономірностей зношування абразивних і алмазних кругів, наведено результати порівняльних досліджень щодо продуктивності.

Із літератури відомо, що продуктивність обробки, стійкість шліфувального круга та коефіцієнт його корисного використання будуть максимальними за умови, коли відновлення ріжучої здатності зерен (явище самозагострювання), буде превалювати над їх затупленням та налипанням металу на робочій поверхні круга. Таку здатність, як показали наші дослідження, мають переривчасті круги. Встановлено, наприклад, що переривчасті круги з прямими вирізами під час шліфування швидкорізальних, цементованих, азотованих сталей, жароміцних і титанових сплавів мають зношування на 10 – 30 % більше за суцільних кругів.

Підвищена здатність переривчастих кругів до самозагострювання і внаслідок цього до відновлення і тривалого збереження ріжучої здатності сприятливо позначається на підвищенні стійкості та коефіцієнта корисного використання круга, оскільки відпадає необхідність його частого правлення.

Дослідження показали, що зношування і ріжуча здатність суцільного та переривчастого кругів змінюються за часом. У початковий період шліфування відбувається інтенсивне зношування круга внаслідок осипання невигідно орієнтованих, дефектних, слабо закріплених зв'язкою і механічно пошкоджених в процесі правлення зерен. У цьому випадку круг зношується нерівномірно за шириною. Випадання дефектних зерен є випадковою подією, і швидкість зношування круга змінюється згідно із законом нормального розподілу

$$\frac{du}{d\tau} = c_1 \cdot e^{-\gamma_1 \tau^2}.$$

Одночасно з осипанням зерен відбувається їхнє мікроруйнування (стирання, відколювання). Зношування, викликане мікроруйнуванням в початковий період роботи круга, є малим і тому, мабуть, не суттєво впливає на загальне зношування круга. В інтервалі часу роботи круга від 2 до 5 хв зношування уповільнюється, оскільки в роботу вступають зерна, що надійно утримуються зв'язкою. Крім того, у процесі утворення фронтальних зон вступає в роботу більша кількість ріжучих зерен і навантаження на кожне зерно зменшується. У міру затуплення зерен відбувається оновлення робочої поверхні круга. Процес такого зношування можна описати експоненційною функцією:

$$\frac{du}{d\tau} = c_2 \cdot (1 - e^{-\gamma_2 \tau^2}).$$

Рівняння описує стале зношування круга, що встановилося в результаті самозагострювання. Грунтуючись на даних експерименту, характер зміни зношування кругів за весь період шліфування можна описати функцією, що становить суму виразів

$$\frac{du}{d\tau} = c_1 \cdot e^{-\gamma_1 \tau^2} + c_2 \cdot (1 - e^{-\gamma_2 \tau^2}).$$

Постійні c_1, c_2, γ_1, γ_2 залежать від характеристики та форми круга (суцільний, переривчастий), оброблюваного матеріалу, режиму шліфування тощо та визначаються експериментально.

На рис. 7 як приклад показано розрахункові криві зношування в часі за постійними $c_1 = 0{,}12$; $c_2 = 0{,}03$; $\gamma_1 = 0{,}05$; $\gamma_2 = 0{,}07$ (для суцільного круга) і $c_1 = 0{,}08$; $c_2 = 0{,}04$; $\gamma_1 = 0{,}01$; $\gamma_2 = 0{,}013$ (для переривчастого круга). Умови експерименту: круг ЕБ25СМ2К, сталь Р18Ф2; $V_{кр} = 30$ м/с, $V_{ст} = 12$ м/хв, $S_п = 2$ мм/хід, $t = 0{,}025$ мм. Встановлено, що від твердості круга залежить кут атаки фронтальної зони. Для м'яких кругів, які працюють у режимі самозагострювання, цей кут має дуже мале значення (для кругів ЕБ25М2К $\beta = 5' \ldots 15'$), зі збільшенням твердості величина цього кута зростає (для кругів ЕБ25СТІК $\beta = 40' \ldots 50'$). Нахил фронтальної зони під деяким кутом атаки до площини різання збільшує кількість ріжучих зерен. Зі збільшенням кількості зерен зменшується навантаження на них та збільшується продуктивність.

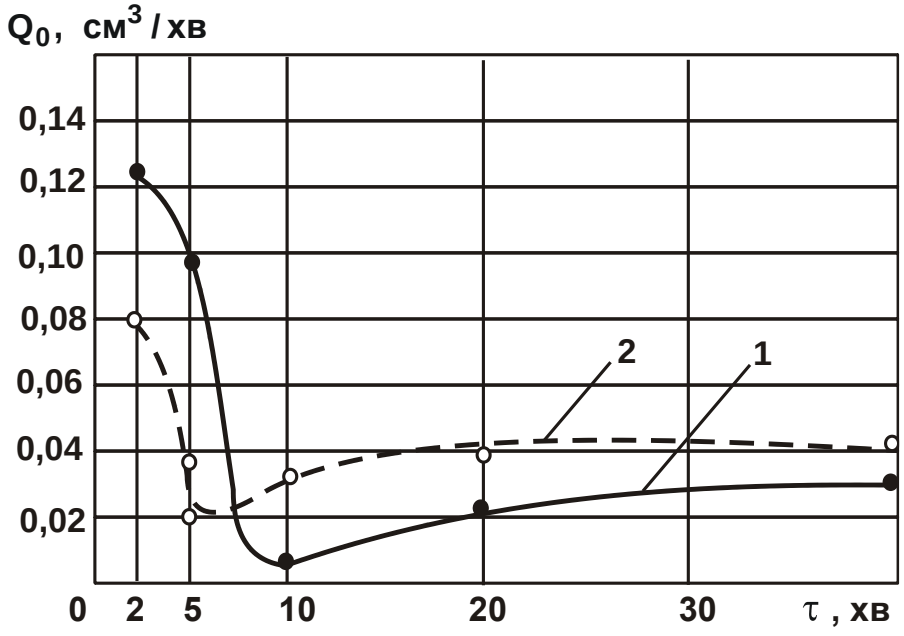


Рисунок 7

Дослідження показали, що під час шліфування сталі 12Х2Н4А звичайними та переривчастими кругами (без поперечної подачі) хвилинна продуктивність практично не залежить від відсоткового вмісту основної фракції зерен, номера структури, абразивного матеріалу та форми зерен. Хвилинні та питомі витрати абразиву збільшуються зі зростанням номера структури та зменшенням відсоткового вмісту основної фракції зерен.

Переривчасті шліфувальні круги з вирізами, похилими до осі обертання під кутом 45°, мають більш високу розмірну стійкість. Отже, їх можна успішно використовувати в умовах профільного шліфування, наприклад, під час шліфування зубчастих коліс на верстатах, що працюють за методом копіювання (МСЗ 345Б), або верстатах, на яких не передбачено механізм компенсації зношування круга (ЕНІМС-5А872, Ган-Кольб тощо).

Під час шліфування сталей 12Х2Н4А та У8А без охолодження суцільні абразивні круги працюють в режимі переважаючого засалювання. Процес шліфування супроводжується характерним звуком, зміною кількості обертів шпинделя, нерівномірним зношуванням у часі, утворенням припікань та погіршенням чистоти. Під час шліфування з охолодженням в інтервалі від 2 до 10 хв суцільний круг працює в режимі змішаного процесу – часткового самозагострювання та часткового затуплення; після 10 хв роботи – в режимі переважаючого затуплення.

Переривчасті круги, як під час сухого шліфування, так і з охолодженням, працюють у режимі самозагострювання. Процес шліфування здійснюється спокійно, м'яко. Продуктивність переривчастих абразивних кругів під час шліфування швидкорізальних, вуглецевих та легованих сталей на 5 ... 7 % більше, ніж суцільних. Хвилинна продуктивність переривчастих алмазних кругів на органічній зв'язці Б1 на 7 – 10 % нижче, ніж суцільних. Зношування алмазних переривчастих кругів залежно від режимів, зернистості круга і виду оброблюваного матеріалу може бути вищим і нижчим за суцільні.

Зношування алмазних кругів значною мірою залежить від зв'язки круга. На бакелітовій зв'язці Б1 переривчасті круги мають витрату алмазів на 5 – 7 % вище звичайних кругів. На керамічній КІ і металоселікатній МСІ зв'язках спостерігається зворотна картина; переривчасті круги мають декілька (на 5 – 10 %) меншу витрату алмазів у порівнянні зі звичайними кругами.

Отримані результати цілком зрозумілі: з підвищенням міцності зв'язок збільшується сила утримання зерен і кут атаки фронтальної зони. Сила утримання зерен залежить від питомої ударної в'язкості, яка зменшується для зв'язки Б1 від 0,022 до 0,027 кг/см^2, а для зв'язки МС1 від 0,056 до 0,08 кг/см^2. Зі збільшенням кута атаки фронтальної зони зростає кількість ріжучих зерен і зменшується навантаження, що припадає на них. У зв'язку з цим у зоні роботи окремого зерна виділяється менша кількість тепла, оскільки обсяг роботи, що виконується одним зерном, зменшується. Найменша теплонапруженість процесу різання в умовах переривчастого шліфування знижує інтенсивність хімічного окислення алмазних зерен та утворення на них наростів. Це сприяє зменшенню ступеня засалювання робочої поверхні переривчастих кругів та виключає збільшення сили і температури в процесі тривалого періоду роботи круга.

Встановлено, що після правлення переривчасті круги за ріжучою здатністю дещо поступаються звичайним. Це, по-перше, пов'язане з інтенсивним осипанням зерен під час формування бар'єрних поверхонь з торцем круга та фронтальних зон на робочих виступах; по-друге, викликано зменшенням робочої поверхні круга через вирізи. У міру формування робочого профілю ріжуча здатність переривчастого круга збільшується, і після повного оформлення залишається практично незмінною тривалий час. Наприклад, під час шліфування сталі 12Х2Н4А переривчастим кругом ЕБ25СМ2К на режимі: $V_{кр} = 30$ м/с, $V_{ст} = 12$ м/хв, $t = 0{,}01$ мм, хвилинне зняття металу, віднесене до одиниці площі шліфувального круга, збільшилося через дві хвилини після правлення від $Q_p = 0{,}02$ до $Q_p = 0{,}055$ г/см^2 і протягом наступних 40 хв роботи залишалося без зміни. Хвилинне знімання металу Q_p під час шліфування суцільним кругом в інтервалі 40 хв роботи змінюється від 0,02 до 0,03 (рис. 8).

Результати дослідження зносостійкості та ріжучої здатності переконливо доводять економічну доцільність застосування переривчастих кругів для шліфування сталей та сплавів, схильних до шліфувальних припікань та тріщин.

Виробничі випробування переривчастих шліфувальних кругів підтверджують результати лабораторних досліджень. Продуктивність зростає приблизно на 30 % за однаковою витратою алмазів.

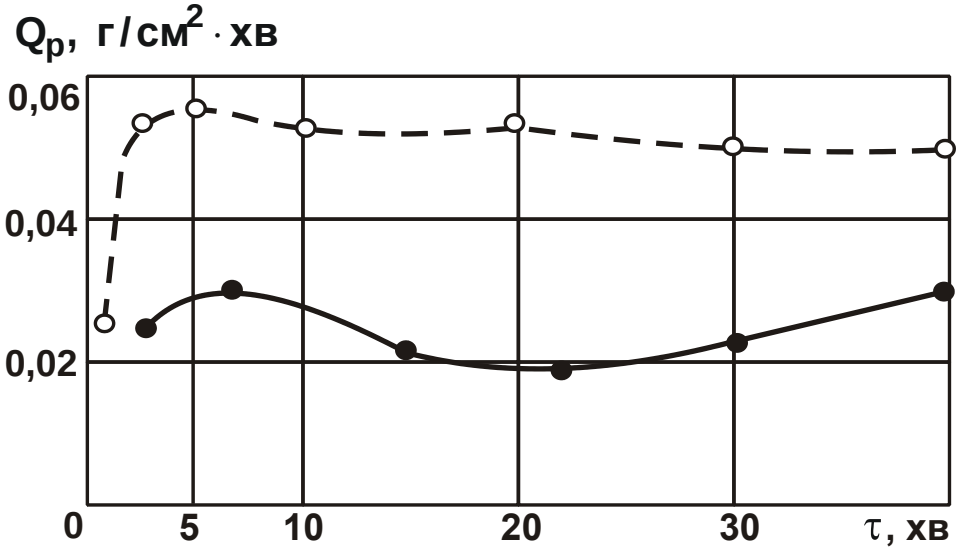


Рисунок 8 – Зміна хвилинного знімання металу від часу.
Режим: круг ЕБ25СМ2К, $V_{кр} = 30$ м/с, $V_{ст} = 12$ м/хв, $t = 0{,}01$ мм,
сталь – 12Х2Н4А. Суцільна лінія – суцільний круг,
пунктирна лінія – переривчастий круг

Розділ 6. Дослідження точності обробки деталей під час шліфування звичайними та переривчастими кругами

У цьому розділі наведено теоретичні та експериментальні дослідження точності обробки зубчастих коліс під час шліфування зубів кругами з переривчастою робочою поверхнею.

Основні дослідження проведено на зубошліфувальному верстаті МААГ SS $\frac{1}{2}$x, а порівняльні дослідження розмірної стійкості суцільних та переривчастих кругів на верстатах Ган-Кольб та Гир-Грайдинг.

Щоб судити щодо точності обробки деталей з урахуванням податливості пружної системи "верстат – деталь – шліфувальний круг", необхідно вивчити динаміку процесу та встановити зв'язок жорсткості переривчастих кругів з їх конструктивними параметрами.

Під час шліфування зубчастих коліс на верстатах типу МААГ (5851, 5853 тощо), які оснащено системою компенсації зношування круга, похибка обробки виникає в основному від пружних деформацій стрічок механізму обкатки і деформації тарілчастих кругів.

Для визначення сил інерції встановлено диференціальне рівняння вимушених коливань системи із припущенням, що частини верстата, що качаються (ролик обкатки, ділильний механізм, оправка із зубчастим колесом), є абсолютно жорсткою системою, стрічки механізму обкатки є пружними елементами. Рішення диференціального рівняння з урахуванням даних експерименту дозволило встановити рівняння для розрахунку сил інерції

$$P_{jmax} = cl_{xc}n^2 \cdot \frac{j}{R_p^2 \cdot j_0},$$

де c – постійний коефіцієнт, який визначається з експерименту (для наших умов c = 0,027);

l_{xc} – довжина ходу столу, мм;

n – кількість качань столу;

R_p – радіус барабана обкатки, мм;

j/j_0 – відношення моментів інерції коливальних частин верстата, що качаються.

Дослідження показали, що сили інерції P_j можуть досягати величини близько 25 – 30 кг. Якщо врахувати, що ці сили сприймаються тонкими стрічками, жорсткість яких коливається від 300 до 600 кг/мм, то ці навантаження можуть викликати похибки.

Вимірювання складових сили різання виконувалося спеціальним трикомпонентним динамометром із тензометричними датчиками. Результати обробки експериментального матеріалу подано у вигляді емпіричного рівняння

$$P_x = 0{,}25t \cdot S^{0{,}54} \cdot n^{0{,}13} \cdot T^{-0{,}53},$$

де t – глибина різання, мм;

S – поздовжня подача, мм/кач.,

n – кількість качань столу, кач./хв;

T – твердість круга, що визначається величиною лунки, мм.

Жорсткість вузлів визначалася у статичних умовах та близьких до експлуатаційних. Встановлено, що жорсткість шпиндельного вузла в умовах статичного навантаження в інтервалі навантажень від 1 до 4 кН становить 400 кг/мм, а в умовах навантажень більших 6 кН становить 850 кг/мм. Динамічна жорсткість шпиндельного вузла в умовах первинного та повторного навантажень дорівнює $j_{шп} = 500$ кг/мм.

Переривчасті круги ЕБ25СМ2К з довжиною виступів 85, 65, 53 та 30 мм мають статичну жорсткість, що відповідно, дорівнює 229, 200, 185, 160 кг/мм. Жорсткість тарілчастого круга тієї самої характеристики, але без вирізів дорівнює 235 кг/мм. Жорсткість стрічок в інтервалі навантаження до 50 кг постійна. Для стрічок товщиною $\sigma = 0{,}2$; 0,3; 0,4 жорсткість їх дорівнює, відповідно, 320, 480, 640 кг/мм.

Під час проведення аналізу точності обробки вихідними були прийняті експериментальні дані щодо сили і жорсткості пружної системи "верстат – деталь – шліфувальний круг".

Похибка профілю зуба від усунення ріжучої кромки шліфувального круга у напрямі дії нормальної складової сили різання P_x визначається за формулою:

$$\Delta_{пр} = P_x\left(\frac{1}{j_{шп}} + \frac{1}{j_{шк}} + \frac{1}{\Phi_{оп}}\right) - \left(\frac{P_j}{2Kj_{ст}} - 0{,}3\frac{P_x}{j_{ст}K}\right)\cos a_t,$$

де $j_{шп}$, $j_{шк}$, $\Phi_{оп}$, $j_{ст}$ – жорсткість шпиндельного вузла, шліфувального круга, оправки та стрічок механізму обкатки;

K – кількість стрічок, що сприймають силу P_j.

Величина похибки обробки, очевидно, пропорційна нормальній складовій сили різання P_x і податливості пружної системи "верстат – оправка – шлифувальний круг". Ослаблення кругів через вирізи зменшує їх жорсткість приблизно на 20 – 30 %. З іншого боку, пошарове видалення припуску зернами фронтальної зони переривчастого круга зменшує силу різання на 30 – 40 %. Зменшення жорсткості шліфувального круга на 20 – 30 % збільшує величину похибки обробки тільки на 5 – 8 %; зменшення сили різання пропорційно зменшує похибку обробки.

Виходячи з цих даних, можна стверджувати, що переривчасте шліфування забезпечує точність, однакову зі звичайним шліфуванням. Експериментальні дослідження та заводський досвід шліфування зубчастих коліс на станах 5851 та 5853 показують, що зубчасті колеса, шліфовані звичайними та переривчастими кругами, мають однакову точність. Наприклад, зубчасте колесо із сталі 38ХМЮА (HRC 63–67) $m = 10$ мм, $Z = 10$, $\alpha = 20^o$, $B = 180$ мм, що шліфувалося суцільними і переривчастими кругами, мають однакову точність: за кроком і профілем – 5 ступінь точності, а за величиною накопиченої похибки основного кроку – 6 ступінь точності (ГОСТ 1643-56).

Під час експлуатації тарілчастих переривчастих кругів було встановлено, що зношування їх дещо більше за звичайних кругів, що вносить похибку в радіус переходу від профілю до западини. Згідно з експериментальними даними зносостійкості кругів твердість їх слід вибирати приблизно на дві ступені більше твердості звичайних кругів. М'які переривчасті круги, наприклад, ЕБ25М2К, працюють в режимі інтенсивного самозагострювання і мають низьку розмірну стійкість. Зі збільшенням твердості переривчастих кругів зменшується їх розмірне зношування, причому стійкість їх стає порівнянною зі стійкістю звичайних кругів. Наприклад, зі зміною твердості кругів від М2 до СМ2 величина розмірного зношування (U) переривчастого круга зменшується із 145 до 46 мкм, а звичайного круга із 85 до 42 мкм (рис. 9).

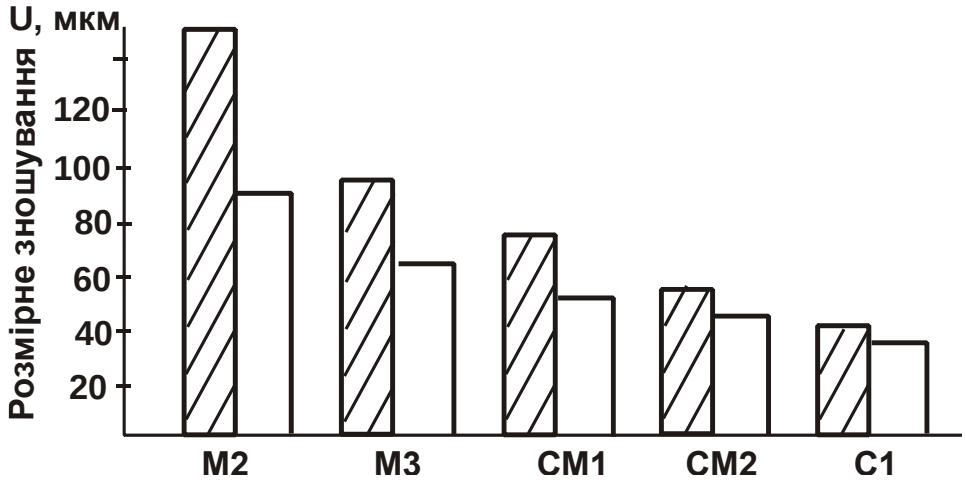


Рисунок 9 – Залежність розмірного зношування U переривчастих (заштриховані стовпчики) і суцільних (світлі стовпчики) кругів від їхньої твердості

Аналогічні результати розмірної стійкості отримано на інших зубошліфувальних верстатах.

У роботі наведено аналіз різних способів налагодження зубошліфувальних верстатів з метою знаходження варіанта, що забезпечує рівномірний розподіл припуску. Аналіз показав, що якщо шліфування зубчастих коліс, що мають кінематичний і геометричний ексцентриситети, проводити з максимально б'ющою западиною, то на деяких зубцях з однієї із сторін зніматиметься шар глибиною t, який неминуче викличе появу шліфувальних припікань і велику деформацію пружних елементів системи СПІД. Величина максимальної глибини різання

змінюється від зміщення за фазою геометричного і кінематичного ексцентриситетів і може досягати на окремих зубцях 150 – 250 мкм. Стабілізувати процес шліфування за цих умов можливо тільки через систему автоматичного регулювання (САР) активної потужності, що витрачається на різання.

З робіт професора Б. С. Балакшина відомо, що величина пружних переміщень і потужність, що витрачається на різання, взаємопов'язані. Отже, керування пружними переміщеннями системи СПІД можна здійснювати через потужність, що витрачається на різання.

На зубошліфувальних верстатах типу (МААГ) 5851 та 5852 надмірну потужність можна компенсувати через деяке зменшення поздовжньої подачі. Приймаючи це положення за основу, на кафедрі технології машинобудування ППІ розроблено систему, яка поряд із підвищенням точності обробки збільшує продуктивність процесу. Контроль потужності, що витрачається на різання, здійснено підключенням блоку напівпровідникової приставки в ланцюг статора асинхронного двигуна приводу шліфувального круга.

Блокову схему роботи САР наведено на рис. 10. Встановлено, що САР забезпечує під час шліфування всіх зубів незалежно від коливань глибин різання постійну величину деформації системи СПІД.

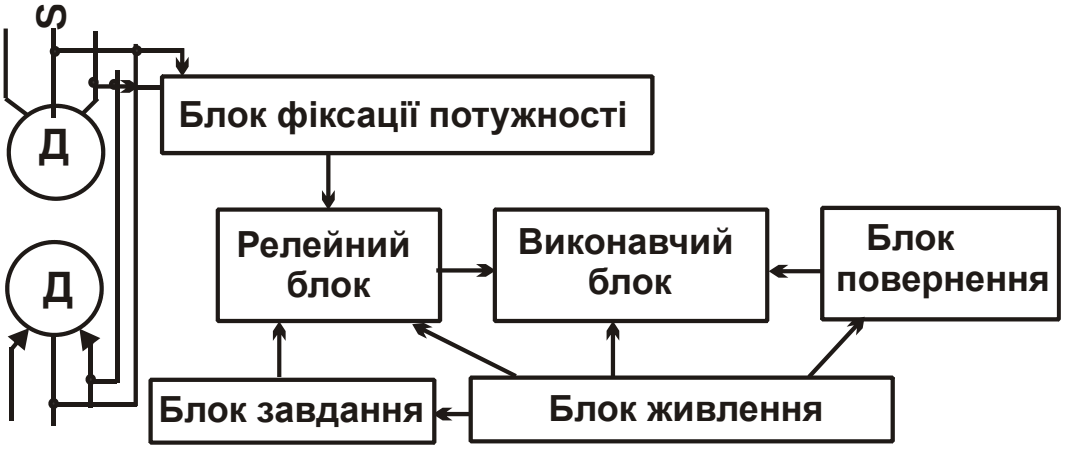


Рисунок 10 – Блокова схема роботи САР

Розрахунок точності обробки і продуктивності, який засновано на порівняльному аналізі експериментальних даних, показали, що застосування САР і кругів з переривчастою робочою поверхнею збільшує продуктивність зубошліфувальних верстатів (типу МААГ) у порівнянні зі

звичайним шліфуванням на 25 – 30 % (для 15-відсоткового методу налаштування) і на 15 – 20 % (для нульового методу налаштування).

Глава 7. Експлуатаційні та технологічні показники процесу шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею

У цьому розділі висвітлюються експериментальні дані з експлуатаційних показників деталей, шліфованих звичайними і переривчастими кругами. Порівняльні випробування на контактну витривалість зубчастих коліс виконувалися на стендах, що працюють за схемою замкнутого контуру СІ–3 (в лабораторії НДІМАШ МС та ІП і ЗП–307–ЦНДІТМАШ (на дослідно-показовому редукторному заводі). Випробування на вигинальну міцність зубів шестерень та контактну міцність роликів виконувалися у лабораторії Пермського політехнічного інституту. Під час випробування використовували рекомендації докт. техн. наук Скундіна (встановлювали шестірню та зубчасте колесо випробуваної пари зі зрушенням на певну величину відносно один одного: 1/3, 1/2, 2/3 В). Це дозволяє збільшити окремі контактні навантаження на робочих поверхнях зубів в 1,5 ... 3 рази за незмінного передатного крутного моменту.

Випробування зубчастих коліс на вигинальну міцність виконували на гідравлічному пульсаторі ГРМ-ІВ за спеціальною програмою навантаження з коефіцієнтом асиметрії циклу $r = P_{max} / P_{min} = 0{,}3$.

Результати експериментальних досліджень на стенді СІ-3 показали, що середньоймовірна довговічність зубчастих коліс із сталі 12Х2Н4А за контактною витривалістю зубів, шліфованих переривчастими кругами на верстаті 5851, із навантаженнями, близькими до пропонованої межі витривалості ($M_к = 140$ кгм), у 3 … 5 разів вище, ніж у коліс, шліфованих звичайним кругом.

Згідно з результатами дослідження на стенді ЗП-307-ЦНДІТМАШ, довговічність зубчастих коліс із сталі 40Х, шліфованих переривчастими кругами на верстаті 3451Б, із постійним навантаженням випробування $M_к = 150$ кгм, у два рази вище, ніж у коліс, шліфованих звичайним кругом.

Результати випробування на вигинальну міцність показали, що зубчасті колеса, шліфовані звичайним кругом, мали критичну кількість циклів

навантаження $135 \cdot 10^3$ із максимальним навантаженням $P = 19000$ кг, а шліфовані переривчастим кругом – $225 \cdot 10^3$ і $P = 20500$ кг.

Припікання, як встановлено у роботі, значно зменшують втомну контактну та вигинальну міцність деталей. Втомні тріщини виникають в зоні максимальних розтягуючих напружень. У деталях, що мають у поверхневому шарі після шліфування припікання вторинного загартування, осередки зародження втомних тріщин залягають на деякій глибині від поверхні. У деталях, що не мають припікань, тріщини зароджуються на межі переходу цементованого шару до серцевини. У деталях, що мають припікання відпустки, осередки втоми зароджуються з поверхні.

Проведені дослідження показують, що втомна міцність деталей, що не мають припікань у поверхневому шарі, в основному залежить від міцності перехідної зони з цементованого шару на серцевину. Отже, зміцнення серцевини деталей є потенційним резервом збільшення міцності втоми. Стійкість ріжучих інструментів, загострених переривчастими кругами, у порівнянні зі стійкістю інструментів, загострених звичайними кругами, зростає під час обробки жароміцних матеріалів на 15 – 20 %, під час обробки машинобних сталей – в 1,5 – 2 рази.

Висновок

На підставі проведеної роботи з'ясовано та проаналізовано питання, пов'язані з особливостями процесу переривчастого шліфування, та пропонується низка теоретичних і прикладних узагальнювань та рекомендацій.

Рішення та аналіз у загальному вигляді рівняння, яке описує теплофізичні явища в зоні шліфування кругом, що має переривчасту робочу поверхню, дозволили автору встановити зв'язок конструктивних параметрів кругів з температурою в зоні шліфування. Отримані дані указують на важливу перевагу аналізованого методу у порівнянні з іншими.

Показано, що завдяки певної довжини робочих виступів можна свідомо регулювати теплонапруженість процесу. Отримано розрахункові залежності та побудовано номограми для визначення оптимальної довжини робочих виступів на переривчастому крузі.

Вивчено динаміку процесу самооформлення робочих профілів переривчастих кругів. Встановлено, що після повного самооформлення

профілю робочих виступів переривчасті круги зберігають тривалий час стабільні умови різання.

Самозагострюваність кругів протікає рівномірно вздовж всього профілю зі збереженням постійного кута атаки. Цей кут змінюється залежно від твердості шліфувального круга, для м'яких кругів він дорівнює 5... 10 хв, для твердих – 40 … 50 хв. Час повного самооформлення профілю виступів залежить від характеристики кругів, режимів шліфування та змінюється від 2 до 10 хв.

Встановлено рівняння для розрахунку кількості ріжучих зерен на крузі з переривчастою робочою поверхнею та отримано гарний збіг розрахункових та експериментальних даних. Встановлено, що ріжучі зерна переривчастих кругів, які розташовані на різних радіусах від центру обертання круга, переміщуються за концентричними колами. У результаті загальний припуск видаляється окремими тонкими шарами. Доведено збільшення кількості ріжучих зерен на переривчастому крузі завдяки нахилу фронтальної зони.

У роботі показано, що під час видалення припуску окремими шарами частка тепла, що надходить до деталі, на 25 ... 30 % менше, ніж під час звичайного шліфування.

Теоретично та експериментально встановлено, що під час шліфування сталей і сплавів переривчастими кругами температура в зоні різання зменшується у порівнянні із звичайним шліфуванням на 30 – 50 % завдяки одночасної дії низки чинників:

1) переривання процесу різання у період до теплового насичення, тобто поки температура не досягла максимального значення, яке характерне для звичайних кругів за заданим режимом;

2) зменшення інтенсивності теплового джерела завдяки зменшенню сил різання на 25 – 30 %;

3) покращення ріжучої здатності кругів завдяки інтенсивному його самозагострюванню;

4) зменшення кількості тепла, що надходить до деталі.

Визначено зв'язок технологічних чинників процесів звичайного та переривчастого шліфування з характеристиками якості поверхні (структура, твердість, мікрогеометрія, величина та знак залишкових напружень).

У результаті дослідження встановлено, що переривчасті круги дозволяють шліфувати деталі з глибинами різання та подачами приблиз-

но в 2 рази більшими, ніж під час звичайного шліфування, при цьому зберігається вихідний стан структури. Виходячи з великої кількості вивчених структур загартованих і цементованих сталей, твердих і жароміцних сплавів і вибіленого чавуну встановлено наявність контурного каркаса, що часто збігається з межами спадкових зерен аустеніту. Виявлено зсувний характер руйнування поверхні металу під час шліфування. Встановлено, що максимальне розтягуюче напруження залягає в зоні відпущених структур, де зароджуються осередки втомних тріщин. Експериментально встановлено, що залежно від епюри залишкового напруження руйнування деталі може починатися з поверхні, з деякої глибини або з межі цементованого шару з серцевиною.

Теоретичний аналіз теплофізичних рівнянь та експериментальна перевірка точності їх вирішення на моделюючій установці показали, що наведені рівняння можна використовувати для розрахунку температурних полів під час шліфування зубчастих коліс, деталей клиноподібної форми та тонкостінних деталей.

Встановлено, що охолоджувальні рідини не знижують максимальну температуру в зоні шліфування завдяки теплообміну. Їхня роль зводиться до зменшення сил тертя, що сприяє зниженню інтенсивності теплоутворення, і, відповідно, температури в зоні шліфування.

Теоретичний аналіз показав, що переривчасті круги за певного конструктивнго їх оформлення можуть здійснювати прокачування МОР через вирізи круга подібно до діагональної лопаткової машини. Цей спосіб подачі МОР в зону різання, як показали експерименти, покращує якість поверхневого шару, збільшує стійкість кругів та продуктивність.

Розроблено спосіб вимірювання розмірного зношування абразивних та алмазних кругів з переривчастою робочою поверхнею, який не вимагає застосування складних коштових вимірювальних засобів, дозволяє оцінювати не тільки кількісно величину зношування, але і характер зношування за шириною та довжиною робочих виступів.

Встановлено, що продуктивність переривчастих кругів на 5 – 7 % вище за суцільних кругів. Розмірна стійкість переривчастих кругів залежно від їх характеристики та конструкції може бути вищою і нижчою за суцільні. Круги з похилими вирізами незалежно від режимів мають розмірну стійкість на 10 – 15 % вище за суцільні круги.

Механізми та природа підвищення зносостійкості переривчастих кругів, в основному обумовлені зменшенням питомих навантажень на

ріжучі зерна та температури в зоні різання. Під час переривчастого шліфування завдяки зменшенню сил різання на 20 – 40 % зменшуються похибки обробки, пов'язані з податливістю пружної системи "верстат – деталь – шліфувальний круг".

Переривчасті круги рекомендується вибирати на одну-дві ступені твердіше за звичайні. За цих умов забезпечується достатньо висока якість поверхневого шару, а розмірна стійкість їх підвищується на 10 – 20 % у порівнянні із звичайними кругами.

Розроблена система автоматичного керування потужністю, що витрачається на різання, дозволяє керувати точністю обробки. Впровадження цієї системи на зубошліфувальних верстатах 5851 та 5853 на моторобудівному заводі повністю усунуло брак за припіканнями і збільшило продуктивність праці на 30 %.

Поліпшення якості поверхневого шару під час шліфування зубчастих коліс середніх розмірів, як показали наші дослідження, економічно вигідно забезпечувати завдяки застосуванню переривчастих кругів. Під час шліфування великогабаритних зубчастих коліс проблему покращення якості поверхневого шару необхідно вирішувати завдяки використанню систем автоматичного регулювання якості.

Розроблено конструкції сегментних абразивних головок для шліфування спірально-конічних зубчастих коліс та впроваджено на моторобудівному та тепловозобудівному заводах.

Впровадження переривчастих алмазних кругів на ряді заводів показало, що алмазні круги з переривчастою поверхнею збільшують продуктивність під час загострювання ріжучих інструментів майже в 2 рази.

В умовах централізованого виготовлення кругів скорочується потрібна кількість алмазів приблизно на 15 – 20 %. Потенційна економічна ефективність від впровадження, віднесена до одного круга, наприклад, АС40 АПП 250×10×3×75, становить 20 – 25 карбованців. Якщо врахувати, що переривчасте шліфування значно покращує якість поверхневого шару, а отже, збільшує надійність деталей, то загальна потенційна економічна ефективність, віднесена до одного круга, буде ще більшою.

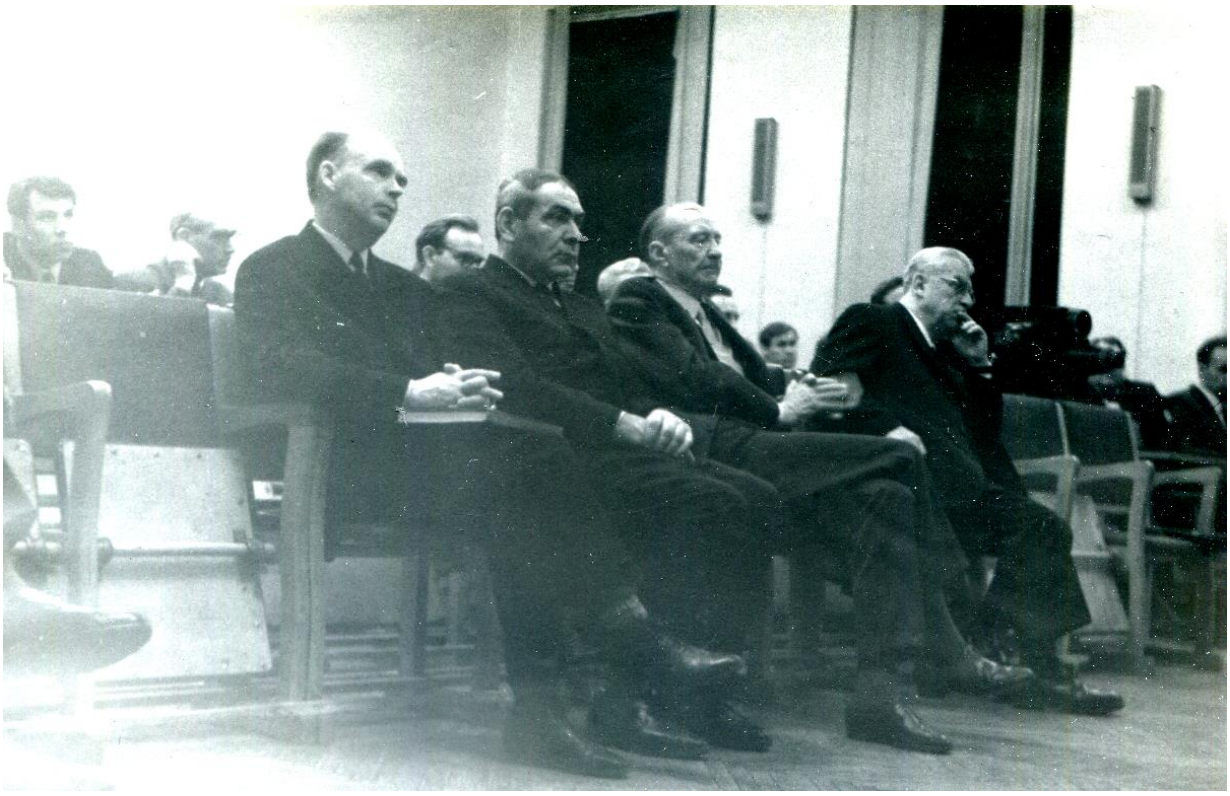
Порівняльні випробування зубчастих коліс на стендах показали, що середньоймовірна довговічність за контактною витривалістю зубів, шліфованих переривчастими кругами із навантаженнями, близькими до межі винесливості, в 3 – 5 разів вище, ніж у коліс, шліфованих звичайним кругом.

Дослідження теоретичних та фізичних основ процесу шліфування кругами з переривчастою робочою поверхнею завершилися практичними рекомендаціями у вигляді видання керівних технічних матеріалів для технологів, майстрів та ІТР щодо розрахунку параметрів переривчастих кругів (РТМП-072), а також щодо вибору режимів різання для заводів авіаційної промисловості (РТМ-533-05) НІАТ, М., 1969.

Крім того, на моторобудівному заводі розроблено технологію виготовлення переривчастих кругів в умовах машинобудівного виробництва. Впровадження переривчастого шліфування на операціях зубошліфування спірально-конічних коліс на верстатах ЕНІМС 5А872 і 5872, центральної шестерні редуктора на верстатах Гир-Грайдинг, а також на верстатах Ган-Кольб і Гліссон 12" та інших, дозволило знизити брак із шліфувальними припіканнями з 15 … 20 до 0,5 … 1,0 %.

Впровадження переривчастих кругів під час шліфування діаметра шийок і торців щік колінчастих валів дозволило зменшити брак за шліфувальними тріщинами з 50 ... 70 % до нуля.

За нашими рекомендаціями нині переривчасте шліфування впроваджено на багатьох машинобудівних заводах. Переваги методу дають підставу рекомендувати його для впровадження у великих масштабах.



Під час захисту докторської дисертації Якимова О. В.

Додаток В

Результати розрахунків параметрів теплових процесів, що виникають під час шліфування та лезової обробки

Таблиця В.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 В.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		

Таблиця В.3

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0{,}1$

n	τ_n, с	n	τ_n, с	n	τ_n, с	n	τ_n, с
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

Таблиця В.4

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0{,}2$

n	τ_n, с	n	τ_n, с	n	τ_n, с	n	τ_n, с
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 В.5

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0{,}1$

τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с
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

Таблиця В.6

Розрахункові значення τ_n для $\alpha = 0{,}2$

τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с
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 В.7

Розрахункові значення τ_n / τ для $\alpha = 0{,}1$

τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	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 В.8

Розрахункові значення τ_n / τ для $\alpha = 0{,}2$

τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	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 В.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 В.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 В.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 В.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 В.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 В.14

Розрахункові значення l_2 для $\alpha = 0{,}2$

τ, с	l_2, мм	τ, с	l_2, мм	τ, с	l_2, мм	τ, с	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 В.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 В.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		

Таблиця В.17

Значення τ_n, розраховані за залежністю (2.51)

τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с	τ, с	τ_n, с
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 В.18

Значення τ_n / τ, розраховані за залежністю (2.51)

τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	τ_n / τ	τ, с	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		

Таблиця В.19

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		

Таблиця В.20

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 В.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		

Таблиця В.22

Розрахункові значення $l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$

τ, с	$l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$	τ, с	$l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$	τ, с	$l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$	τ, с	$l_1 = 3{,}33 \cdot \tau$
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		

Таблиця В.23

Розрахункові значення I_1 / I_{2n}

τ, с	I_1 / I_{2n}	τ, с	I_1 / I_{2n}	τ, с	I_1 / I_{2n}	τ, с	I_1 / I_{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		

Таблиця В.24

Розрахункові значення $I_1 + I_{2n}$

τ , с	$I_1 + I_{2n}$	τ , с	$I_1 + I_{2n}$	τ , с	$I_1 + I_{2n}$	τ , с	$I_1 + I_{2n}$
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 В.25

Розрахункові значення $\theta = 2000 \cdot \left[1 - e^{-0,3964 \cdot (I_1 + I_{2n})}\right]$

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 В.26

Розрахункові значення $\sqrt{\tau_n / \tau}$

τ , с	$\sqrt{\tau_n / \tau}$	τ , с	$\sqrt{\tau_n / \tau}$	τ , с	$\sqrt{\tau_n / \tau}$	τ , 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. Наукові передумови подальшого розвитку технологічного процесу переривчастого шліфування …..… 9
1.1. Аналіз технологічних рішень професора Якимова Олександра Васильовича ……..……. 9
1.2. Теплофізичні рішення, отримані професором Якимовим О. В. …….. 31
1.3. Наближений розрахунок температури шліфування …. 40
1.4. Уточнений розрахунок температури шліфування …….. 45
1.5. Теоретичне визначення умов зменшення температури різання під час шліфування і лезової обробки ……. 60
1.6. Експериментальне оцінювання достовірності отриманого теоретичного рішення …….. 66
Висновки до розділу 1 ……..…… 71
Розділ 2. Уточнені теоретичні підходи до розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування …… 73
2.1. Чисельний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування ……..… 73
2.2. Розрахунок максимального часу нагріву адіабатичного стержня за умови його перерізання шліфувальним кругом ……..…… 88
2.3. Аналітичний метод розрахунку параметрів теплового процесу під час шліфування ……. 92
2.4. Аналітичне визначення температури шліфування ..…. 98
2.5. Закономірності формування параметрів теплового процесу під час шліфування ……..…. 107
2.6. Порівняння параметрів теплового процесу під час шліфування та лезової обробки ……..……. 113
2.7. Спрощені підходи до визначення температури різання під час шліфування і лезової обробки ……..……..… 120
2.8. Спрощені теоретичні підходи до визначення умов формування температури шліфування ……. 129
Висновки до розділу 2 ……..……. 139

Розділ 3. Теоретичне обґрунтування оптимальних умов шліфування за температурним критерієм ……... 143
3.1. Аналітичне визначення умов зменшення температури переривчастого шліфування ……. 143
3.2. Уточнений розрахунок температури переривчастого шліфування ……..…….. 159
3.3. Узагальнювальний теоретичний аналіз зміни температури різання в умовах звичайного та переривчастого шліфування ……. 164
3.4. Визначення технологічних можливостей підвищення ефективності операцій зубошліфування зубчастих коліс за температурним критерієм ……..…….. 171
3.5. Методологія розроблення ефективних високопродуктивних бездефектних технологій шліфування деталей машин та ріжучих твердосплавних інструментів на основі зниження силової та теплової напруженості процесу різання ..….. 181
Висновки до розділу 3 ……..……. 187
Розділ 4. Створення фізико-математичної теорії процесів механічної обробки матеріалів і технології машинобудування ……..……. 189
4.1. Узагальнювальні теоретичні підходи до визначення технологічних параметрів механічної обробки матеріалів. 189
4.2. Вплив інтенсивності тертя зв'язки шліфувального круга із оброблюваним матеріалом на ефективність процесу шліфування ……..……. 210
4.3. Оцінювання технологічних можливостей переривчастого шліфування …….…… 225
4.4. Високоякісне алмазне шліфування виробів із матеріалів підвищеної твердості ……..……. 229
4.5. Розрахунок висотних параметрів шорсткості поверхні під час шліфування і абразивної обробки та обґрунтування умов їх зменшення ……..…… 242
4.6. Наукові досягнення Якимова Олексія Олександровича – сина Якимова Олександра Васильовича …….…….. 252
Висновки до розділу 4 ……..……. 258

Розділ 5. Зв'язок переривчастості процесу шліфування з динамічними та технологічними параметрами обробки ... 261
5.1. Умови формування рельєфу шліфованої поверхні ….. 262
5.1.1. Процес формування геометричних параметрів, зокрема, шорсткості та хвилястості на оброблюваній поверхні ……. 262
5.1.2. Взаємозв'язок формотворчої кромки переривчастого круга з оброблюваною поверхнею …… 264
5.2. Модель утворення хвилястості на оброблюваній поверхні в умовах переривчастого шліфування ……. 266
5.2.1. Визначення траєкторії руху осі шліфувального круга. 268
5.2.2. Визначення амплітуди високочастотних вимушених коливань ……..…… 283
5.2.3. Математична модель утворення хвилястості на оброблюваної поверхні під час шліфування переривчастими кругами ……..…….. 299
5.2.4. Зв'язок переривчастості процесу шліфування з температурою шліфування …….…… 314
Висновки до розділу 5 ……..……. 318
Розділ 6. Наукове та практичне значення технологічних рішень професора Якимова Олександра Васильовича ……..…… 319
6.1. До 100-річчя професора Якимова Олександра Васильовича. Спогади канд. техн. наук, доцента Національного університету "ОДЕСЬКА ПОЛІТЕХНІКА" Наддачина В. Б. …… 319
6.2. Дещо про тріщини. Спогади канд. техн. наук, доцента, професора Одеського національного політехнічного університету Кремнєва Г. П. ……..…… 351
6.3. Кадри з фільму, присвяченого науковій і педагогічній діяльності професора Якимова Олександра Васильовича ……..…. 355
Висновки ……. 369
Список використаних джерел ……..……. 373
Додаток А ……..……. 387
Додаток Б …… 399
Додаток В ……..…….. 439

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Наддачин Валерій Борисович

КОНЦЕПЦІЇ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІШЕНЬ ПРОФЕСОРА ЯКИМОВА ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА

Монографія

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до друку 24.06.2025 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 27,2.
Наклад 200 пр. Заказ № 84.

Видавництво та друкарня ПП "Ліра ЛТД"
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК № 6042 від 26.02.2018.

dnipro.lira@gmail.com | +38 (067) 561-57-05 | lira.dp.ua