

НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ «ОДЕСЬКА ПОЛІТЕХНІКА»  
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ «ОДЕСЬКА ПОЛІТЕХНІКА»  
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

УДК 536.621.9(075.8)

**Зайчик Юрій Ігорович**

**ДИСЕРТАЦІЯ**

**ТЕХНОЛОГІЧНІ МЕТОДИ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКІСНИХ  
ХАРАКТЕРИСТИК ВИРОБІВ ІЗ МАТЕРІАЛІВ, СХИЛЬНИХ ДО  
ТРИЩИНОУТВОРЕННЯ НА ФІНІШНИХ ОПЕРАЦІЯХ**

Напрямок дослідження – 131 Прикладна механіка

Галузь знань – 13 Механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня: доктор філософії

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,  
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

\_\_\_\_\_Ю.І. Зайчик

Науковий керівник: Усов Анатолій Васильович, д.т.н., професор

Одеса – 2024

## АНОТАЦІЯ

*Зайчик Ю. І.* Технологічні методи забезпечення якісних характеристик виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення на фінішних операціях. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії за спеціальністю 131 «Прикладна механіка». – Національний університет «Одеська політехніка» Міністерства освіти і науки України, м. Одеса, 2024.

Дисертаційна робота присвячена розробці теорії і нормативних рекомендацій по технологічним методам суттєвого зниження дефектів типу припиків і тріщин на фінішних операціях деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів, поверхневий шар яких має спадкові дефекти структурного або технологічного походження.

Вивчення термомеханічних явищ, що формують якість поверхневого шару на фінішних операціях з урахуванням попередніх видів обробки виробів, встановлення їх впливу на розтріскування і припикання на основі кількісного аналізу термічного і напруженого стану складають суть даної роботи.

Існуючі функціональні зв'язки технологічних параметрів з температурою шліфування дозволяють усунути припикання на оброблюваних поверхнях виробів, які не містять конструкторських і технологічних неоднорідностей, і матеріал яких не містить значних неоднорідностей, використовуючи відповідні методики.

Однак відсутність досліджень особливостей процесу зародження шліфувальних тріщин, їх утворення в магістральні в залежності від конструктивних, технологічних і структурних неоднорідностей матеріалу виробів не дозволяє однозначно використовувати наявні рекомендації щодо усунення розглянутих дефектів.

Таким чином, необхідно виконати дослідження впливу термомеханічних явищ, що супроводжують фінішні операції над виробами із матеріалів, що мають структурні неоднорідності спадкового походження,

схильних до дефектоутворення на кінцевих операціях, для отримання технологічних умов для якісної обробки робочих поверхонь деталей і матеріалів.

У **вступі** представлено обґрунтування вибору теми дослідження, висвітлено її актуальність, сформульована мета й завдання дослідження, визначені наукова новизна і практичне значення одержаних результатів, а також наведена інформація про апробацію, структуру та обсяг роботи.

**В першому розділі** проведено Аналіз стану формування якісних характеристик поверхневого шару виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення на фінішних операціях.

Складність процесів, що протікають в поверхневому шарі матеріалу, при механічній обробці, а також при експлуатації цих деталей робить необхідним розгляд впливу технологічної спадковості тільки на операції кінцевої обробки. Висока теплова напруженість процесів алмазно-абразивної обробки призводить до того, що теплофізика цих процесів часто є домінуючою у формуванні якісних характеристик обробленої поверхні.

Проте, лише тепловими критеріями завдання забезпечення якості робочої зони виробів не може бути вирішена. Враховуючи те, що матеріали, що йдуть на виготовлення деталей мають великий ступінь неоднорідності, слід очікувати істотних змін у розподілі температур і деформацій у зонах накопичення неоднорідностей, що у свою чергу може призвести до утворення локальних деформацій та появи тріщин на робочих поверхнях виробів, що шліфуються.

В даний час переважає феноменологічний підхід у вивченні причин утворення тріщин. В основі цього підходу іноді розглядають сили різання, що на наш погляд є недостатнім. Дійсно, механічна інтерпретація тріщиноутворення не враховує впливу теплових процесів, що є домінуючим фактором у процесі шліфування.

Дослідження причин виникнення шліфувальних тріщин з позицій структурних і фазових перетворень, що породжують відповідні їм структурні

напруження -  $\sigma(M, \tau)$  також мають окремий характер і не дозволяють в цілому простежити справжню картину утворення дефектів типу тріщин на оброблюваній поверхні. Справа в тому, що як структурні, так і фазові перетворення (в обсягах, достатніх для утворення руйнівних структурних напружень), повинні приходити при відносно невеликих швидкостях, нагрівання (або охолодження) і протягом значного проміжку часу. У той час, як шліфування характеризується короткочасністю, великими швидкостями нагріву, близько  $3000 * 50000$  град/с [12] і такими ж швидкостями охолодження. Це, у свою чергу, формує умови, близькі до теплового удару, при якому термічне напруження досягає дуже великих значень.

Крім того, шліфування зі структурними перетвореннями, наприклад, коли контактна температура дорівнює температурі початку розпаду мартенситу, супроводжується появою розтягуючих структурних напружень  $\sigma_{p.стр}$ , незначних за величиною в зоні контакту та стискаючих  $\sigma_{p.стр}$  у зоні інтенсивного охолодження. Термомеханічні напруги, значно перевершують  $\sigma_{p.стр}$  у цих зонах, і мають, переважно, зворотній знак. Тому структурні перетворення не можуть бути "самостійною" причиною виникнення шліфувальних тріщин. Вони можуть сприяти зростанню тріщин, що утворилися під дією теплового удару. Тим більше, що процес перетворення тимчасових термомеханічних напружень на  $\sigma_{зал}$  відбувається протягом часу, достатнього для значних структурних і фазових змін у поверхневому шарі, що у свою чергу породжує  $\sigma_{p.стр}$ , що сприяють подальшому зростанню шліфувальних тріщин у магістральні.

Існуючі функціональні зв'язки технологічних параметрів з температурою шліфування дозволяють за допомогою відповідних прийомів усувати припали на оброблюваних поверхнях виробів, які не містять конструкторсько-технологічних неоднорідностей, і матеріал яких не містить істотних неоднорідностей спадкового характеру. Дослідження умов підвищення якості оброблюваних поверхонь шляхом усунення дефектів типу

тріщин проводилося в основному на рівні виявлення якісних зв'язків технологічних параметрів з фізико-механічними властивостями матеріалів, що шліфуються. Наявні кількісні зв'язки напружень з режимами обробки, носять частковий характер і не відображають загальних закономірностей напружено-деформованого стану поверхневого шару в залежності від технологічних умов і властивостей оброблюваних матеріалів. В основному напружений стан поверхонь, що шліфуються, оцінювалося чисельними методами.

Відсутність досліджень з особливостями процесу зародження шліфувальних тріщин, їх формуванні в магістральні в залежності від конструктивних, технологічних і структурних неоднорідностей матеріалу виробів не дозволяють однозначно користуватися наявними рекомендаціями щодо усунення дефектів, що розглядаються. Основні властивості та характеристики якості поверхні - шорсткість, мікротвердість, величина і знак внутрішніх технологічних напружень, наявність включень та інших структурних недосконалостей залежать від видів і режимів термічної обробки (ТО), термомеханічної обробки (ТМО) і механічної обробки матеріалів і визначають залежність експлуатаційних якостей виробів із матеріалів від технології їх виготовлення.

Особливості фізико-механічних властивостей магнітотвердих сплавів типу ЮНДК35Т5 (висока крихкість, низька міцність, відносно низькі значення теплопровідності та температуропровідності) відносять їх до важкооброблюваних матеріалів. Тому аналіз структури технологічного процесу виготовлення магнітів є важливим етапом у виявленні резервів підвищення виходу придатних магнітів на операціях кінцевого шліфування, оскільки основні дефекти – тріщино-і сколоутворення виникають саме при кінцевій обробці даних магнітів. Для бездефектної обробки сталей і сплавів, схильних до тріщино-і сколоутворення необхідно враховувати їхню структурну неоднорідність. Наявність тріщино подібних дефектів, і включень сприяє тому, що при виборі режимів обробки і характеристик інструменту слід керуватися граничними значеннями теплового потоку, що формується.

**Метою** дисертаційного дослідження є забезпечення якості обробки виробів із матеріалів, які схильні до тріщиноутворення на основі дослідження технологічних можливостей процесу шліфування шляхом аналізу термомеханічних явищ та розробки технологічних критеріїв вибору, реалізація яких дозволить технологічним параметрам суттєво знизити дефектоутворення на їх робочих поверхнях.

Для досягнення поставленої мети в роботі вирішуються наступні задачі:

1. Розробити математичну модель, що описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення з урахуванням спадкоємних дефектів від попередніх операцій.
2. Дослідити вплив технологічної спадковості попередніх операцій на інтенсивність утворення тріщин і припиків деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів при обробці шліфуванням.
3. Визначити критерії утворення тріщин і припиків і встановити їх зв'язок із досліджуваними технологічними факторами процесу шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів.
4. Розробити передумови для оптимізації термомеханічного стану поверхневого шару деталей в процесі шліфування, що виключають виникнення шліфувальних дефектів типу тріщин і припиків.
5. Вивчити технологічні можливості управління якістю поверхневого шару робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення та забезпечення їх геометричних характеристик, необхідних для ефективної експлуатації.

**У другому розділі** наведені теоретичні основи дослідження формування якісних параметрів оброблюваних робочих поверхонь виробів під дією термомеханічних явищ, що супроводжують фінішні операції. Розглянуті особливості формування якісних параметрів робочих поверхонь конічних

виробів при їх шліфуванні. Побудована модель термомеханічних процесів, що супроводжують фінішну обробку конічних виробів під дією яких досліджуються умови формування дефектів в поверхневому шарі, що призводить до втрати несучої здатності цих виробів у процесі їх експлуатації. Виконана перевірка адекватності побудованої моделі щодо забезпечення якісних характеристик поверхневого шару на прикладі шліфування конічних виробів із сталі 12Х2Н4ВА, робочий шар яких піддається термообробці. Аналіз результатів моделювання показує, що температура оброблюваної поверхні зростає по мірі наближення оброблюючого інструменту по конічній поверхні до меншого діаметру. Саме ця область оброблюваної поверхні конічних виробів найбільше схильна дефектоутворенню на фінішних операціях. Тому при призначенні режимів обробки таких поверхонь, їх слід вибирати з умови, що при наближенні оброблюючого інструменту до більш вузької частини конічної поверхні формується температура на ній не повинна перевищувати допустимих значень, які забезпечують необхідну якість.

В цьому розділі досліджується вплив термомеханічних явищ на утворення шліфувальних дефектів на робочих поверхнях деталей із складно оброблюваних матеріалів. Різні технологічні операції сприяють виникненню в поверхневому шарі спадкових дефектів, до яких відносяться неметалеві включення, флокени, повітряні пори, мікротріщини усадкового характеру (виправка), деформація кристалічних зерен, тріщини ліквіційного походження (поковка, протягування) крупнозернистість, скупчення карбідів, сколи, вириви, сітка поверхневих тріщин, внутрішні тріщини, відшаровування, припали.

Дані дефекти, будучи концентраторами напруження, сприяють тріщиноутворенню, як у процесі обробки матеріалу, так і при експлуатації деталей із цих матеріалів.

Зниження браку на фінішних операціях даних матеріалів, підвищення експлуатаційних властивостей виробів із цих матеріалів є важливим народно-

господарським завданням, вирішення якого призводить до значної економії матеріальних ресурсів, трудомісткості та собівартості виготовлення деталей.

Якість поверхневого шару формується під впливом термомеханічних явищ, що супроводжують фінальні операції. Тому як основний показник фізико-механічного стану оброблюваних поверхонь використовується тепло напруженість алмазно-абразивної обробки. Для управління якістю деталі під час шліфування досліджувались закономірності формування термомеханічного стану поверхневого шару з урахуванням його неоднорідності. Високопродуктивне бездефектне шліфування матеріалів, чутливих до тріщин утворення, розглядалось з урахуванням наслідкових дефектів на граничних режимах, при збереженні рівноважного стану. На основі побудованої моделі вивчено механізм виникнення шліфувальних тріщин із позицій впливу геометрії та фізичних властивостей  $\alpha$ -фази та її орієнтації по відношенню до напрямку шліфування магнітів у висококоерцитивному стані. При цьому використані також умови рівноваги структурних складових залежно від домінуючих факторів процесу шліфування і в'язкості руйнування  $K_{1c}$  магніту, виконання яких не призводить до виникнення тріщин на оброблюваній поверхні.

Розробка технологічних критеріїв для управління процесом бездефектного шліфування здійснювалась на базі встановлених функціональних зав'язків між фізико-механічними властивостями оброблюваних матеріалів та основними технологічними параметрами.

Якість оброблюваних поверхонь буде забезпечено, якщо за допомогою керуючих технологічних параметрів підібрати такі технологічні умови обробки (режими, мастильно-охолоджувальні середовища та характеристики інструменту), що поточні значення температури шліфування, теплового потоку, напружень і коефіцієнта  $K_{1c}$  не перевершуватимуть своїх граничних значень, при яких формується утворення тріщин. На основі отриманих критеріальних співвідношень побудовано алгоритм забезпечення якості поверхневого шару деталей при шліфуванні з урахуванням максимальної

продуктивності обробки. На прикладі шліфування постійних магнітів, схильних до тріщино утворення розв'язувалась задача оптимізації умов їх бездефектної обробки. Дослідження впливу попередніх видів обробки на процес тріщино утворення при шліфуванні високо коерцитивних магнітів проводилося на основі таких критеріїв, які одночасно служили характеристикою механічних властивостей матеріалу в цілому та відображали вплив морфології самих сплавів. Такий підхід дозволяє виявити додаткові резерви підвищення механічних властивостей магнітів на кожній з технологічних операцій, що передують шліфування і встановити власне вплив абразивної обробки на виникнення тріщин. Проведено аналіз причин тріщиноутворення при шліфуванні магніто-твердих сплавів залежно від технології їх виготовлення та структурної неоднорідності, що супроводжують по ходу технологічного процесу, на механізм зародження мікротріщин і розвитку їх у магістральні. Встановлено також вплив морфології та неметалевих включень на інтенсивність появи шліфувальних тріщин. Для цього отримано залежності в сукупності з експериментальними дослідженнями, які дозволили теоретично визначити області поєднань технологічних параметрів, що забезпечують необхідну якість, поверхонь, що обробляються, і побудований алгоритм вибору цих параметрів з умови максимальної продуктивності процесу шліфування. Для розробки технологічних критеріїв з управління процесом бездефектного шліфування враховувалося, що цей процес є багатофакторним. На якість поверхневого шару при шліфуванні деталей впливають фізико-механічні властивості металу, що обробляється, його структура, режими шліфування і характеристики інструменту, умови попередньої обробки імпрегнуючими складами інструменту, а також характеристики застосовуваних МОС.

**У третьому розділі** перевірялась ефективність розроблених технологічних критеріїв для керування процесом бездефектного шліфування виробів із складно оброблюваних матеріалів. Досліджено вплив конструктивних параметрів інструменту на якісний стан робочих поверхонь

шліфувальних виробів. Встановлено, що інтенсивність теплового потоку від ріжучих зерен шліфувального круга є домінуючим фактором в процесі мікро руйнування оброблюваної поверхні. На формування в поверхневому шарі напружень від радіальної та тангенціальної сил різання суттєво впливає тертя між абразивом і оброблюваним матеріалом. Із збільшенням коефіцієнта тертя відбувається переміщення максимально напруженої зони до поверхні оброблюваної деталі. Це переміщення надає вплив на утворення шліфувальних тріщин. Із режимів шліфування визначальною в появі шліфувальних тріщин, є глибина різання. Коефіцієнт інтенсивності напружень також змінюється зі зміною глибини шліфування. Мастильно охолоджуючі середовища понижують температуру шліфування, сили тертя між кругом і оброблюваним матеріалом, тим самим зменшуючи інтенсивність тріщино утворення в поверхневому шарі.

**Наукова новизна отриманих результатів.** Розв'язана наукова задача по встановленню розрахункових залежностей, які визначають вплив спадкоємних дефектів від попередніх операцій на тріщиностійкість робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення при шліфуванні, створенню оптимальних технологічних умов їх обробки з урахуванням спадкоємних дефектів та неоднорідностей у поверхневому шарі. Окрема увага була приділена деталям з конічною формою, тому що термічні ефекти у конічних поверхнях під час фінішних операцій недостатньо вивчені.

При цьому одержані наступні наукові результати:

1. Уперше розроблена математична модель по визначенню термомеханічного стану при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення. На основі цієї моделі визначені функціональні зв'язки критеріїв тріщиностійкості з керуючими технологічними параметрами операції шліфування для запобігання тріщино- та сколоутворення на оброблюваних поверхнях;
2. Отримав подальший розвиток метод шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, який забезпечує

необхідні геометричні і якісні характеристики їх робочих поверхонь, що дозволило підвищити їх ефективність в експлуатації;

3. Удосконалено модель динаміки процесу шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, що сприяло раціональному вибору характеристик інструменту, режимів шліфування та мастильно-охолоджуючих середовищ, які забезпечують необхідну якість оброблюваних поверхонь.

**Практична цінність.** На основі проведених теоретично-експериментальних досліджень розв'язана задача підвищення експлуатаційних властивостей виробів із матеріалів, схильних до тріщино утворення за рахунок зменшення дефектоутворення на фінішних операціях. Розроблено:

1. Практичні рекомендації до вибору технологічних умов обробки деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, які забезпечують необхідні параметри якості їх робочих поверхонь;
2. Визначено ефективні інструменти для шліфування деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, які суттєво знижують тріщино утворення на їх робочих поверхнях;
3. Окремі матеріали дисертаційної роботи впроваджені на ТОВ «Холдингова компанія «Мікрон».
4. Результати роботи використовуються в навчальному процесі кафедр вищої математики і моделювання систем, цифрових технологій в інжинірингу, динаміки машин та механічної інженерії та автомобільного транспорту і логістики

**Ключові слова:** фінішні операції, спадкоємні дефекти, припіки, тріщино утворення, моделювання термомеханічних явищ, якість обробленої поверхні, складно оброблювані матеріали, бездефектна обробка, технологічні критерії.

**СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ:**

Наукові роботи, в яких опубліковані основні результати дисертації:

1. Усов, А. В., Куніцин, М. В., & Зайчик, Ю. І. (2021). Моделювання технологічних можливостей по забезпеченню якісних характеристик поверхневого шару конічних виробів на фінішних операціях//. Прикладні питання математичного моделювання, 4(1), 231–239. <https://journals.kntu.kherson.ua/index.php/ppmm/article/view/237> (Фахове видання). *(Автору належить проведення розрахунків та перевірка адекватності побудованої моделі)*
2. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychik, Y. I. (2021). Design of technological possibilities on providing of quality descriptions of superficial layer of conical wares on finish operations. Applied Questions of Mathematical Modeling, 4(1), 231–239. <https://doi.org/10.32782/KNTU2618-0340/2021.4.1.25> (Фахове видання). *(Автору належить проведення розрахунків та перевірка адекватності побудованої моделі)*
3. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychik, Y. I. (2022). Management of the quality characteristics of the working surfaces of complex profile products during mechanical processing. Proceedings of XVI International Conference Measurement and Control in Complex System (MCCS-2022). 16th IC Measurement and Control in Complex Systems, Vinnytsia, Ukraine. <https://doi.org/10.31649/mccs2022.09> (Фахове видання). *(Автору належить проведення експериментів та опрацювання отриманих даних)*
4. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychik, Y. (2023). Control of Thermomechanical Conditions for Working Surfaces of Products Made of Heterogeneous Materials at Finishing Operations. 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. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_13](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_13) (Scopus). *(Автору належить дослідження термомеханічних параметрів поверхневого шару шліфуваних гетерогенних матеріалів)*

5. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Information Technologies of the Analysis for Models to Ensure Quality Characteristics of the Working Surfaces During Mechanical Processing. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Pitel, J. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing VI. DSMIE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4\\_26](https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4_26) (Scopus). *(Автору належить створення інформаційної технології, яка враховує вплив неоднорідностей у матеріалах, що оброблюються фінішними методами на функціонально-градієнтні властивості виробів)*
6. А.В. Усов, М.В. Куніцин, Ю.І. Зайчик Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення//Ж. ППММ Т. 6, № 1, 2023—С. 134-146, <https://doi.org/10.32782/mathematical-modelling/2023-6-1-15>. *(Автору належить визначення механізму формування шліфувальних тріщин у поверхневому шарі матеріалів і сплавів при алмазно-абразивній обробці)*
7. Usov A.V., Kunitsyn M.V., Zaychyk Yu. I. An information model concept for a thermomechanical process in grinding//Herald of Advanced Information Technology 2023; Vol. 6 No3:250-262. <https://doi.org/10.15276/hait.06.2023.17>. *(Автору належить побудова алгоритму вибору технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до втрати якості поверхневого шару деталей)*
8. A. Usov, DSc, Prof., M. Kunitsyn, PhD, Assoc. Prof., Yu. Zaychyk// Theoretical and experimental recommendations for the elimination of grinding cracks during the processing of permanent magnets. Proceedings of Odessa Polytechnic University, 2023, [2]68: 5 – 18. DOI: 10.15276/OPU.2.68.2023.01. *(Вирішено задачу визначення напружено-деформованого стану поверхневого шару полірованих магнітів у високо коерцитивному стані, ослабленому системою включень)*

9. Anatoliy Usov, Yuriy Zaychyk. Studying the influence of thermomechanical phenomena on grinded surface quality parameters of products made from hard-to-process materials // ISSN 2078-7405 Cutting & Tools in Technological System, 2023, Edition 99. Doi: 10.20998/2078-7405.2023.99.13. *(Автором розроблено оптимальні технологічні параметри обробки металів та сплавів, які суттєво схильні до появи дефектів типу тріщин, сколів, припиків у поверхневому шарі)*

**Наукові роботи, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:**

Основні положення дисертаційної роботи доповідалися та схвалені на Міжнародних наукових конференціях: XXII, XXI Міжнародних конференціях з математичного моделювання (Херсон, 2020, 2021), XVI Міжнародній конференції «Контроль, управління складними системами» (Вінниця, ВНТУ 2022), Міжнародна конференція з передових виробничих процесів Inter Partner -2021 (Одеса, 2021), V, VI Міжнародні конференції Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE -2022, DSMIE -2023)

**ABSTRACT**

*Zaychyk Y.I.* Technological methods for providing quality characteristics of the products from the materials prone to crack occurrence during the final machining operations.– Qualification scientific work on rights of manuscript.

Dissertation for acquiring Doctor of Philosophy grade by the specialization 131 “Applied mechanics”. – National University «Odeska politechnika» Ministry of education and science of Ukraine, Odesa, 2024.

Dissertation is dedicated to the developing a theoretical framework and normative recommendations for implementing technological methods aimed at significantly reducing defects like burns and cracks during the final machining operations on the products made from materials prone to the mentioned defects and which surface layer contains heredity defects of structural or technological origin.

The objectives of this work are twofold: the first involves studying thermo-mechanical phenomena that shape the quality of the surface layer during the final machining operations considering the preceding stages of product processing; the second objective is determining the influence of thermo-mechanical phenomena on crack occurrence and the appearance of burns based on the quantitative analysis of the thermal and strained state.

The existing functional connections between technological parameters and grinding temperature enable the prevention of burns on the processed surfaces of products which don't have constructional or technological heterogeneities and their material doesn't exhibit significant inhomogeneities. This can be achieved through the application of appropriate methodologies.

However, the insufficient research of the peculiarities of grinding-induced crack formation and their progression into main cracks depending on constructional, technological, and structural heterogeneities of product's material hinders the unequivocal use of existing recommendations for preventing these defects.

Therefore, there is the need to investigate the influence of thermo-mechanical phenomena that accompany final machining operations on products

made from materials with hereditary structural heterogeneities, which are prone to crack occurrence during these operations. This exploration can lead to the establishment of technological conditions for high-quality processing of the working surfaces of both products and materials.

In the **introduction** choice for the research topic is outlined, also its relevance is emphasized. The research objectives and the tasks are formulated, and the scientific novelty and practical significance of the research results are determined. Additionally, information regarding testing, the research structure and the amount of work are given.

**In the first** section an analysis of the formation quality characteristics of the surface layer in products made from materials prone to defect occurrence during the final machining operations was conducted.

Processes that flow inside the surface layer of the material during machining or product operation are rather sophisticated. That's why the consideration of technological heredity influence during the final machining is required. High heat stress of the diamond-abrasive machining leads to the fact that thermophysics of these processes is often the dominating factor during the formation of quality characteristics of the processed surface.

However, relying only on thermal criteria for achieving the required quality of the working zone of the products is insufficient. Taking into account that materials used for manufacturing the products have high grade of heterogeneity, we shall expect significant variations in temperature and deformation distributions in zones of heterogeneity concentration. These variations, in turn, can lead to development of local deformations and occurrence of cracks on the working surfaces of the grinded products.

Nowadays the phenomenological approach for studying the reasons of crack occurrence is prevailing. In the base of this approach sometimes only the cutting forces are considered, which from our point of view is insufficient. Really, mechanical interpretation of crack occurrence doesn't consider the influence of thermal processes which is the dominating factor during grinding.

Studying the causes of grinding-induced cracks from the positions of structural and phase transformations which generate corresponding structural stresses with local character  $\sigma(M,\tau)$  doesn't provide the comprehensive understanding of the actual development of crack-like defects on the processed surface. The point is that structural and phase transformations (in amounts sufficient for creating destructive structural stresses) must run at relatively low rates of heating (cooling) over long time periods. In contrast, grinding is a rapid operation with high rates of heating (approximately 3000 to 50000 grad/s [12]) and cooling. This, in turn, creates the conditions close to thermal shock during which thermal stress reaches high values.

Furthermore, grinding accompanied by structural transformation, for example, when contact temperature equals the temperature at which martensite begins to dissolve, results in emergence of minor tensile structural stresses  $\sigma_{s\ str}$  in contact zone and compressive stresses  $\sigma_{sq}$  in rapidly cooling zone. Thermo-mechanical stresses in these zones significantly surpass  $\sigma_{str}$  and are predominantly of the opposite sign. Therefore structural transformations alone can't be the sole cause of grinding-induced cracks formation. Instead, they can contribute to the development of cracks which are induced under the influence of thermal shock. Moreover, the process of temporal thermo-mechanical stresses transformation  $\sigma_{oct}$  occurs over a duration sufficient for significant structural and phase changes in surface layer. This, in turn, creates  $\sigma_{str}$  which leads to further evolvement into main cracks.

Existing functional connections between technological parameters and grinding temperature allow for the mitigation of burn defects from surface layers of products through specialized methods. Such products shall not have constructional and technological heterogeneities and their material shall not exhibit significant hereditary inhomogeneities. The research of conditions for increasing quality of processed surfaces involving the approach of removing crack-like defects implies exploration of quality connections between technological parameters and physical

and mechanical properties of grinded materials. Existing quantitative connections between stresses and processing modes are localized and do not reflect broader patterns of the stress-strained state in the surface layer (depending on technological conditions and properties of processed materials). Assessment of the strained state of the surfaces is primarily conducted through numerical methods.

The lack of research of grinding-induced cracks formation process properties and their evolvement into main cracks (contingent on constructional, technological and structural heterogeneities of the products) prevents from unequivocal application of recommendations for eliminating mentioned defects. Main properties and characteristics of the surface are roughness, microhardness, the magnitude and sign of internal technological stresses, the presence of inclusions and, other structural imperfections. These properties depend on types and modes of thermal treating (TT), thermomechanical processing (TMP), and material machining. They define the dependency between operational qualities of products and their manufacturing technology.

The peculiarities of physical and mechanical properties of hard magnetic alloys of type UNDKT35T5 (high fragility, low durability, relatively low values of thermal conductivity and temperature conductivity) bring them to difficult-to-process materials. Analyzing the manufacturing process of magnets during final grinding becomes a pivotal stage in optimizing the production of flawless items. This significance arises from the fact that main defects like cracks and chips tend to appear primarily during final machining of magnets. To ensure the impeccable production of steel and alloys prone to cracks and chips occurrence it is imperative to consider their structural inhomogeneity. The existence of crack-like defects and inclusions explains that limit values of the thermal flow shall be used to determine operational modes and instrument characteristics.

**The objective** of the dissertation research is to propose an approach for ensuring the required quality in machining of products made from materials prone to crack occurrence. This approach hinges on a comprehensive exploration of the technological capabilities of the grinding process, with a specific focus on analyzing

the thermomechanical phenomena and the development of technological criteria for selecting proper parameters. The implementation of this approach allows a significant decrease of defects in working surfaces.

To obtain the defined objective we need to implement the following tasks:

6. To develop a mathematical model that describes thermomechanical processes in the surface layer of products subjected to grinding. These products are made from materials prone to crack formation. In the modeling process heredity defects originating from previous machining stages shall be considered.
7. To study the influence of technological heredity from previous machining stages on cracks and burns formation intensity in the products made from the materials that are known to be prone to mentioned defects during grinding.
3. To define the criteria for cracks and burns formation and determine the connection between them and technological factors of grinding process of working surfaces.
4. To develop the preconditions for optimization of the thermomechanical state in the surface layer of products during grinding. These preconditions shall exclude the possibility for cracks and burns formation.
5. To study technological possibilities for controlling the quality of the surface layer in products made from the materials prone to crack formation. And to ensure the geometrical characteristics required for effective operation of these products.

**In the second section** we present the theoretical foundations for studying quality parameters in the processed surfaces of products during final machining. The focus is made on thermomechanical phenomena that accompanies machining operations. The peculiarities of quality parameters of working surfaces in conical-shaped products during grinding are described. A mathematical model of the

thermomechanical processes that follow final machining of conical-shaped products has been built. We have studied the conditions of defects formation during these processes. These defects lead to loss of load-bearing capacity of the products during their operation. Mathematical model adequacy was verified on conical products made from steel 12X2H4BA. Surface layer of these products was subjected to thermal treating. The analysis of modeling results reveals that the temperature of processed surface increases when the instrument approaches the region with smaller diameter of the conical surface. This zone of the conical-shaped product is prone to defect formation during final machining. That's why when setting up the machining modes it is crucial to select them in a way that ensures the temperature in narrow part of the conical product does not exceed the acceptable values.

In this section we explore the influence of thermomechanical phenomena on the formation of grinding-induced defects in working surfaces of products made from hard-to-process materials. Different technological operations are responsible for the emergence of heredity defects in the surface layer. These defects encompass non-metallic inclusions, flocks, air pores, microcracks of sedimentary origin (melting), deformation of crystalline grains, cracks of liquid origin (forging, drawing), coarse grains, carbide concentrations, chips, surface cracks grids, internal cracks, exfoliation, burn marks. These defects, being stress concentrators, contribute to cracks formation during material machining and also during operation of products made from these materials.

Reducing the number of defective parts during final operations for specific materials and improving the operational properties of products made from these materials are crucial objectives for the national economy. Achieving these goals leads to resource savings, reduced labor expenses, and a decrease in the overall manufacturing cost of products.

The quality of the surface layer is influenced by thermomechanical phenomena that accompany final machining. Therefore, the thermal tension of diamond-abrasive processing serves as main physical and mechanical state indicator. In order to control product quality during grinding we conducted research to

understand the patterns of thermomechanical state formation in the surface layer considering its heterogeneity. We investigated high-productivity defect-free grinding of the materials that are sensitive to crack occurrence, while considering hereditary defects at the limit modes keeping the balanced state. The mechanism of grinding-induced crack occurrence was studied based on a developed mathematical model from the positions of geometrical characteristics influence and physical properties of  $\alpha$ -phase and its orientation with respect to the direction of magnets in high-coercivity state. We also applied balance conditions for structural components depending on the dominating factors of grinding process and fracture toughness of  $K_{1C}$  magnet. Adhering to these conditions helps prevent the appearance of cracks in the surface layer.

The development of technological criteria for controlling a defect-free grinding process was implemented using established functional connections between physical and mechanical properties of processed materials and primary technological parameters.

The processed surface quality will be ensured if we adjust technological parameters to comply with required technological conditions for machining operations. Such conditions encompass equipment modes, lubricative coolants, and instrument characteristics. By achieving this we aim to bring the values of current grinding temperature, thermal flow, stresses, and coefficient  $K_{1C}$  do not exceed their limit values (where crack initiation begins). We have built the algorithm for providing surface layer quality during grinding based on the established criterial relationships. Looking at the examples of grinding of permanent magnets prone to crack formation we solved the quality optimization problem. The research of preceding machining operations influence on the process of crack occurrence during grinding of high-coercivity magnets was conducted using the criteria that served as a mechanical properties characteristic of material and reflected the morphology of alloys. Such approach enabled us to find the additional resources for increasing mechanical properties of magnets during each of technological operations preceding grinding and determine the influence of abrasive processing on crack formation. We

conducted the analysis of crack occurrence reasons during grinding of hard magnet alloys considering dependency between manufacturing technology and structural heterogeneity that accompany technological process and mechanism of microcrack formation and their development into main cracks. The influence of morphology and non-metallic inclusions on the intensity of crack formation was also defined. Our findings, combined with experimental research allowed us to delineate theoretically the areas of concentrations for technological parameters. They, in turn, provide the required quality for processed surface and parameter selection algorithm with conditions for maximum grinding productivity. For developing technological criteria of defect-free grinding we consider that this is a multifactor process. Physical and mechanical properties of metal affect the quality of the surface layer. They include metal structure, instrument characteristics, conditions of the preliminary processing with impregnating compounds and cutting fluid characteristics.

In the third section we verified the effectiveness of developed technological criteria for controlling defect-free grinding of hard-to-process. We have studied the influence of instrument's constructional parameters on the quality of processed surfaces during grinding. We have established the fact that thermal flow intensity from instrument's cutting grains is the dominating factor during micro destruction of processed surface. Stress formation in the surface layer from radial and tangential cutting forces is significantly affected by the friction between abrasive and processed material. When the friction coefficient ascends, then the displacement of maximum stressed zone to the surface of processed product happens. This displacement influences the process of crack formation. Cutting depth is the pivotal factor for grinding-induced cracks occurrence among the modes of grinding process. Cutting fluids decrease the temperature of grinding, friction forces between the grinding wheel and processed material. This also decreases crack formation intensity in the surface layer.

Science novelty of the obtained results. We have solved the scientific problem for determining calculational dependencies that define the influence of hereditary defects from preceding machining operations on crack resistance of working

surfaces of products made from the materials prone to crack formation during grinding. This solution also implies the creation of optimal technological conditions for processing with hereditary defects and heterogeneities being considered. Particular emphasis was placed on products with conical shapes because thermal effects in conical surfaces during final machining operations are not well studied.

The following scientific results were obtained:

1. The mathematical model for defining thermomechanical state during grinding of products made from crack-prone materials was developed for the first time. Using this mathematical model, we determined functional connections between crack resistance criteria and control of technological parameters of grinding operation for preventing cracks and chips appearance in processed surfaces.
2. The method for grinding working surfaces of products made from materials prone to crack formation has been further refined. This method guarantees required geometrical and quality characteristics, thereby enhancing operational effectiveness of products.
3. The dynamic model of the grinding process has been improved for cases with products made from crack-prone materials. This led to rational choice of characteristics for instruments, operational modes, cutting fluids which provide required quality of working surfaces.

The practical value. We have solved the problem of operational properties improvement for the products made from materials prone to crack occurrence. This was achieved based on theoretical and experimental research and due to a decrease of defects emerge during final machining operations.

What was developed:

1. Practical recommendations for selecting technological conditions of machining of products made from materials prone to cracking. These recommendations ensure required quality requirements for the working surfaces.

2. We have delineated effective instruments for grinding products made from materials prone to cracking that significantly decrease crack formation in the working surfaces.
3. Particular materials of the dissertation were implemented in “Micron holding company”.
4. Research results are being used in the educational process of “High Mathematics and systems modelling”, “Digital technologies in engineering”, “Machines dynamics and mechanical engineering”, and “Automobile transport and logistics” departments.

**Keywords:** final machining operations, hereditary defects, burns, burn marks, cracks, crack formation, modeling of thermomechanical phenomena, processed surface quality, hard-to-process materials, defect-free processing, technological criteria.

#### **AUTHOR’S PUBLICATIONS BY DISSERTATION TOPIC:**

Scientific works in which main dissertation results are published:

1. Usov. A.V., Kunitsyn M.V., Zaychyk Y.I (2021). Modelling of technological capabilities for ensuring quality characteristics of the surface layer in conical-shaped products during final machining operations. Applied tasks for mathematical modelling, 4(1), 231-239. <https://journals.kntu.kherson.ua/index.php/ppmm/article/view/237> (professional edition). *(The author’s contribution is making calculations and model adequacy verification)*
2. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychik, Y. I. (2021). Design of technological possibilities on providing of quality descriptions of superficial layer of conical wares on finish operations. Applied Questions of Mathematical Modeling, 4(1), 231–239. <https://doi.org/10.32782/KNTU2618-0340/2021.4.1.25> (professional

- edition). *(The author's contribution involves making calculations and verifying model adequacy).*
3. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychyk, Y. I. (2022). Management of the quality characteristics of the working surfaces of complex profile products during mechanical processing. Proceedings of XVI International Conference Measurement and Control in Complex System (MCCS-2022). 16th IC Measurement and Control in Complex Systems, Vinnytsia, Ukraine. <https://doi.org/10.31649/mccs2022.09> (professional edition). *(The author's contribution is conducting experiments and processing experiment results).*
  4. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Control of Thermomechanical Conditions for Working Surfaces of Products Made of Heterogeneous Materials at Finishing Operations. 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. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_13](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_13) (Scopus). *(Author's contribution involves the research of thermo-strained parameters of the surface layer of grinded heterogeneous materials).*
  5. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Information Technologies of the Analysis for Models to Ensure Quality Characteristics of the Working Surfaces During Mechanical Processing. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Pitel', J. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing VI. DSMIE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4\\_26](https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4_26) (Scopus). *(The author created information technology that takes into account the influence of heterogeneities within materials on the functional gradient properties of products during final machining).*

6. Usov A.V. Information supply of technological capabilities for defect-free processing of products prone to crack forming// Usov A.V., Kunitsyn M.V., Zaychyk Y.I./ PPM journal, #1, 2023, pp. 134-146 KhNTU. <https://doi.org/10.32782/mathematical-modelling/2023-6-1-15>. *(The author has studied the mechanism of grinding cracks forming within the surface layer of the materials and alloys during diamond-abrasive processing).*
7. Anatoly V. Usov, Maksim V. Kunitsyn, Yuriy I. Zaychyk An information model concept for a thermomechanical process in grinding//HERALD OF ADVANCED INFORMATION TECHNOLOGY. Vol. 6 No. 3: 250-262 NaukaITekhnika2023DOI: <https://doi.org/10.15276/hait.06.2023.17>. *(The author has developed the algorithm for selecting technological parameters for defect-free processing of the products made from defect-prone materials).*
8. A. Usov, DSc, Prof., M. Kunitsyn, PhD, Assoc. Prof., Yu. Zaychyk// Theoretical and experimental recommendations for the elimination of grinding cracks during the processing of permanent magnets. Proceedings of Odessa Polytechnic University, 2023, [2]68: 5 – 18. DOI: 10.15276/OPU.2.68.2023.01. *(The author has contributed to solving the problem of defining deformation-strained state of the surface layer of ground magnets in high coercivity state weakened by the inclusions).*
9. Anatoliy Usov, Yuriy Zaychyk STUDYING THE INFLUENCE OF THERMOMECHANICAL PHENOMENA ON GRINDED SURFACE QUALITY PARAMETERS OF PRODUCTS MADE FROM HARD-TO-PROCESS MATERIALS ISSN 2078-7405 Cutting & Tools in Technological System, 2023, Edition 99 DOI: 10.20998/2078-7405.2023.99.13. *(The author has contributed to defining optimal technological parameters for grinding metals and alloys prone to mechanical and thermal defects within their surface layer.).*

**Scientific works that confirm the dissertation materials implementation:**

Main aspects of dissertation work were reported and approved at international scientific conferences: XXII, XXI International mathematical modelling conferences (Kherson, 2020, 2021), XVI International conference “Control in complex systems” (Vinnytsia, VNTU 2022), International conference for leading production processes “Inter Partner 2021” (Odessa, 2021), V, VI International conferences “Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange” (DSMIE-2022, DSMIE-2023).

## ЗМІСТ

ВСТУП .....	30
РОЗДІЛ 1. Аналіз стану формування якісних характеристик поверхневого шару виробів на фінішних операціях.....	38
1.1 Параметри якості обробки виробів на операції шліфування. ....	38
1.2 Вплив термомеханічних явищ, що супроводжують шліфування на формування якісних характеристик оброблюваних поверхонь.....	40
1.3. Аналіз існуючих технологічних рекомендацій для забезпечення якості обробки виробів із складно оброблюваних матеріалів. ....	47
1.4. Постановка мети і задач дослідження. ....	50
РОЗДІЛ 2. Теоретичні основи дослідження формування якісних параметрів оброблюваних робочих поверхонь виробів під дією термомеханічних явищ, що супроводжують фінішні операції. ....	53
2.1 Особливості формування якісних параметрів робочих поверхонь конічних виробів при їх шліфуванні. ....	53
2.2 Вплив термомеханічних явищ на утворення шліфувальних дефектів на робочих поверхнях деталей із складно оброблюваних матеріалів. ....	60
2.3. Оптимізація умов бездефектної обробки при шліфуванні постійних магнітів.....	76
2.4. Висновки до розділу 2 .....	99
РОЗДІЛ 3. Розробка технологічних критеріїв для керування процесом бездефектного шліфування виробів із складно оброблюваних матеріалів ...	101
3.1 Вплив конструктивних параметрів інструменту на якісний стан робочих поверхонь шліфувальних виробів. ....	101

3.2 Вплив сил різання на утворення тріщин при шліфуванні виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення. ....	125
3.3 Вплив режимів шліфування на дефектоутворення в поверхневому шарі виробів із матеріалів, схильних до структурних перетворень і низької тріщиностійкості.....	133
3.4 Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектного шліфування виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення. ....	149
3.5 Висновки до розділу 3 .....	159
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ І РЕКОМЕНДАЦІЇ .....	161
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ .....	164
ДОДАТОК А. Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про апробацію результатів дисертації. ....	174
ДОДАТОК Б. Акти впровадження результатів дисертаційної роботи.....	176

## ВСТУП

**Обґрунтування вибору теми дослідження (актуальність дисертаційної роботи)** Різні технологічні операції сприяють появі в поверхневому шарі спадкових дефектів, до яких відносяться неметалеві включення, флокени, повітряні пори, мікро тріщини усадкового характеру, тріщини ліквіаційного походження, карбідна строчечність, цементітна сітка, скупчення карбідів, припіки та інші. Особливо значні втрати від браку із-за спадкових дефектів на фінішних операціях. Такі дефекти, являючись концентраторами напружень сприяють тріщино утворенню як при обробці деталей із складно оброблюваних матеріалів, так і при їх експлуатації. Дослідження, спрямовані на регулювання температури різання при шліфуванні для забезпечення якісних характеристик робочих поверхонь виробів, зниження браку із-за утворення тріщин при шліфуванні матеріалів, схильних до вказаних дефектів, підвищення експлуатаційних властивостей деталей є актуальною задачею, розв'язок якої призведе до значної економії матеріальних ресурсів, трудомісткості і собівартості виготовлення деталей.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами і темами.** Дисертація виконувалась відповідно до завдань науково-дослідних робіт кафедри Вищої математики та моделювання систем НУ «Одеська політехніка» №106-60 «Методи сингулярних інтегро-диференціальних рівнянь у математичному моделюванні технічних систем» (номер державної реєстрації 0101U001196), а також науково-дослідної роботи №374-19 «Моделювання термомеханічних процесів у функціонально-градієнтних матеріалах неоднорідної структури при виготовленні та експлуатації елементів ракетних конструкцій».

**Мета і завдання дослідження.** Метою дисертаційного дослідження є забезпечення необхідної якості виробів із матеріалів, які схильні до припіків та тріщино утворення на основі дослідження технологічних можливостей процесу шліфування шляхом аналізу термомеханічних явищ та розробки

технологічних критеріїв вибору, реалізація яких дозволить технологічним параметрам суттєво знизити дефектоутворення на їх робочих поверхнях.

Для досягнення поставленої мети в роботі вирішуються наступні задачі:

1. Розробити математичну модель, що описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення з урахуванням спадкоємних дефектів від попередніх операцій.
2. Дослідити вплив технологічної спадковості попередніх операцій на інтенсивність утворення тріщин і припиків деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів при обробці шліфуванням.
3. Визначити критерії утворення тріщин і припиків і встановити їх зв'язок із досліджуваними технологічними факторами процесу шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів.
4. Розробити передумови для оптимізації термомеханічного стану поверхневого шару деталей в процесі шліфування, що виключають виникнення шліфувальних дефектів типу тріщин і припиків.
5. Вивчити технологічні можливості управління якістю поверхневого шару робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення та забезпечення їх геометричних характеристик, необхідних для ефективної експлуатації.

**Об'єктом дослідження** є термомеханічні процеси при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, зокрема, забезпечення їх робочих поверхонь необхідними якісними характеристиками

**Предмет дослідження** є поверхні деталей із сталі і магнітотвердих сплавів, на яких при шліфуванні формуються дефекти типу тріщин, сколів та припиків.

**Методи дослідження.** Теоретичні дослідження ґрунтуються на фундаментальних наукових положеннях теплофізики механічної обробки, теорії термопружності, механіки руйнування, основ технології машинобудування. У дослідженнях використано апарат крайових задач рівнянь математичної фізики, метод сингулярних інтегральних рівнянь для розв'язку задач теорії термопружності та мікро руйнування. Експериментальні дослідження проводились у лабораторних умовах із використанням методик проведення експерименту та сучасної вимірювальної апаратури

**Обґрунтованість та достовірність** отриманих результатів в дисертаційній роботі є реалістичними та не суперечать перебігу фізичних процесів. Більше того, достовірність отриманих результатів зумовлена використанням методів термомеханіки, теорій мікро руйнування і моделювання та оптимізації систем.

**Наукова новизна отриманих результатів.** Розв'язана наукова задача по встановленню розрахункових залежностей, які визначають вплив спадкоємних дефектів від попередніх операцій на тріщиностійкість робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення при шліфуванні, створенню оптимальних технологічних умов їх обробки з урахуванням спадкоємних дефектів та неоднорідностей у поверхневому шарі.

При цьому одержані наступні наукові результати:

1. *Вперше* розроблена математична модель по визначенню термомеханічного стану при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення. На основі цієї моделі визначені функціональні зв'язки критеріїв тріщиностійкості з керуючими технологічними параметрами операції шліфування для запобігання тріщино- та сколоутворення на оброблюваних поверхнях;
2. Отримав подальший розвиток метод шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, який забезпечує

необхідні геометричні і якісні характеристики їх робочих поверхонь, що дозволило підвищити їх ефективність в експлуатації;

3. Удосконалено модель динаміки процесу шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, що сприяло раціональному вибору характеристик інструменту, режимів шліфування та мастильно-охолоджуючих середовищ, які забезпечують необхідну якість оброблюваних поверхонь.

**Практичне значення одержаних результатів.** На основі проведених теоретично-експериментальних досліджень розв'язана задача підвищення експлуатаційних властивостей деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення на їх робочих поверхнях внаслідок зменшення дефектоутворення на фінішних операціях. Розроблено:

1. Розроблені практичні рекомендації до вибору технологічних умов обробки деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення, які забезпечують необхідні параметри якості їх робочих поверхонь;
2. На основі отриманих результатів розроблені технологічні критерії для керування процесом бездефектного шліфування виробів із складно оброблюваних матеріалів, запропоновано методи обґрунтованого вибору технологічних параметрів для бездефектного шліфування матеріалів і сплавів, особливо схильних до тріщино-і сколоутворення;
3. Визначено ефективні характеристики інструменту, режими і мастильно-охолоджуючі середовища для шліфування виробів, матеріали яких мають спадкоємні дефекти при умові збереження їх рівноваги, що суттєво підвищують їх експлуатаційні характеристики;
4. Окремі матеріали дисертаційної роботи впроваджені на ТОВ «Холдингова компанія "Мікрон"»;
5. Результати роботи використовуються в навчальному процесі кафедр «Цифрові технології в інжинірингу», Вищої математики й моделювання систем, «Динаміка машин та механічна інженерія» та

кафедри Автомобільного транспорту і логістики НУ «Одеська Політехніка».

**Особистий внесок здобувача** У роботах, опублікованих у співавторстві, здобувачем проведені наступні теоретико-експериментальні дослідження:

1. Проведені розрахункові обчислення з вибору технологічних параметрів шліфування виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення, які забезпечують суттєве зниження тріщиноутворення на їхніх робочих поверхнях;
2. На основі отриманих результатів аналізу динамічної поведінки технологічної системи «інструмент–оброблювана поверхня деталі» одержано суттєве зниження дефектів типу тріщин на робочих поверхнях виробів із магнітотвердих сплавів і сталей після термомеханічної обробки ;
3. Здобувачем самостійно проведена основна частина експериментальних досліджень параметрів шліфування магнітотвердих сплавів і сталей зі спадкоємними неоднорідностями. Внесок дисертанта в роботи, які опубліковані в співавторстві, конкретизовано в списку публікації.

**Апробація матеріалів дисертації.** Основні положення дисертаційної роботи доповідалися та схвалені на Міжнародних наукових конференціях: XX1 Міжнародна конференція з математичного моделювання (Херсон, 2021); XV1 Міжнародна конференція «Контроль та управління у складних системах» (Вінниця, 2022); Міжнародна конференція з передових виробничих процесів InterPartner-2022 (Одеса, 2022); III Міжнародна конференція Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2023).

**Публікації.** Основні результати дисертаційної роботи викладені в 9 наукових виданнях, з яких 3 у виданнях, внесених до міжнародних

наукометричних баз Scopus та Web of Science та 5 статей у наукових фахових виданнях України.

1. Усов, А. В., Куніцин, М. В., & Зайчик, Ю. І. (2021). Моделювання технологічних можливостей по забезпеченню якісних характеристик поверхневого шару конічних виробів на фінішних операціях. Прикладні питання математичного моделювання, 4(1), 231–239. <https://journals.kntu.kherson.ua/index.php/ppmm/article/view/237> (Фахове видання). *(Автору належить проведення розрахунків та перевірка адекватності побудованої моделі).*
2. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychik, Y. I. (2021). Design of technological possibilities on providing of quality descriptions of superficial layer of conical wares on finish operations. Applied Questions of Mathematical Modeling, 4(1), 231–239. <https://doi.org/10.32782/KNTU2618-0340/2021.4.1.25> (Фахове видання). *(Автору належить проведення розрахунків та перевірка адекватності побудованої моделі).*
3. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychyk, Y. I. (2022). Management of the quality characteristics of the working surfaces of complex profile products during mechanical processing. Proceedings of XVI International Conference Measurement and Control in Complex System (MCCS-2022). 16th IC Measurement and Control in Complex Systems, Vinnytsia, Ukraine. <https://doi.org/10.31649/mccs2022.09> (Фахове видання). *(Автору належить проведення експериментів та опрацювання отриманих даних).*
4. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Control of Thermomechanical Conditions for Working Surfaces of Products Made of Heterogeneous Materials at Finishing Operations. 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. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_13](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_13) (Scopus). *(Автору належить дослідження термопружних параметрів поверхневого шару шліфуваних)*

*гетерогенних матеріалів).*

5. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Information Technologies of the Analysis for Models to Ensure Quality Characteristics of the Working Surfaces During Mechanical Processing. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Pitel', J. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing VI. DSMIE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4\\_26](https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4_26) (Scopus). *(Автору належить створення інформаційної технології, яка враховує вплив неоднорідностей у матеріалах, що оброблюються фінішними методами на функціонально-градієнтні властивості виробів).*
6. Усов А.В. Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення// А.В. Усов, М.В. Куніцин, Ю.І. Зайчик/ Ж. ППММ, Т.6, № 1,2023, ХНТУ, <https://doi.org/10.32782/mathematical-modelling/2023-6-1-15>. С. 134-146. *(Автору належить визначення механізму формування шліфувальних тріщин у поверхневому шарі матеріалів і сплавів при алмазно-абразивній обробці).*
7. Anatoliy Usov, Yuriy Zaychyk Studying The Influence Of Thermomechanical Phenomena On Grinded Surface Quality Parameters Of Products Made From Hard-To-Process Materials ISSN 2078-7405 Cutting & Tools in Technological System, 2023, Edition 99 doi: 10.20998/2078-7405.2023.99.13. *(Автором розроблено оптимальні технологічні параметри обробки металів та сплавів, які суттєво схильні до появи дефектів типу тріщин, сколів, припиків у поверхневому шарі).*
8. Anatoly V. Usov, Maksim V. Kunitsyn, Yuriy I. Zaychyk An information model concept for a thermomechanical process in grinding//Herald Of Advanced Information Technology. Vol. 6 No. 3: 250-262 Nauka I Tekhnika 2023. DOI: <https://doi.org/10.15276/hait.06.2023.17>. *(Автору належить побудова алгоритму вибору технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до втрати якості*

*поверхневого шару деталей).*

9. A. Usov, DSc, Prof., M. Kunitsyn, PhD, Assoc. Prof., Yu. Zaychyk// Theoretical and experimental recommendations for the elimination of grinding cracks during the processing of permanent magnets. Proceedings of Odessa Polytechnic University, 2023, [2]68: 5 – 18. DOI: 10.15276/OPU.2.68.2023.01. (*Вирішено задачу визначення напружено-деформованого стану поверхневого шару полірованих магнітів у високо коерцитивному стані, ослабленому системою включень*).

**Структура та обсяг дисертації.** Робота складається з анотації, вступу, трьох розділів, висновків, списку використаних джерел, викладена на 177 сторінках машинописного тексту. Основний текст становить 162 сторінки, містить 2 таблиці, 35 ілюстрацій. Список використаних джерел складається з 115 найменувань на 10 сторінках.

## **РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ СТАНУ ФОРМУВАННЯ ЯКІСНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ВИРОБІВ НА ФІНІШНИХ ОПЕРАЦІЯХ**

### **1.1 Параметри якості обробки виробів на операції шліфування**

Сучасний розвиток машинобудування вимагає високоякісного виготовлення деталей машин. Серед найважливіших досягнень технічної науки, що відкривають нові можливості для значного підвищення якості, надійності і довговічності деталей машин - розробка вчення про якість поверхні і створення наукових основ прикладної механіки, спрямованих на підвищення експлуатаційних характеристик деталей машин технологічними методами.

Розвиток вчення про якість поверхні призводить до встановлення функціональних залежностей між параметрами технологічної системи, такими як режими обробки, шорсткість, загартування, наявність припиків і тріщин, точність, властивості інструменту.

Встановлення зв'язків між найважливішими експлуатаційними властивостями деталей (зносостійкість, втомна і тривала міцність, жорсткість контактів, магнітні властивості та інші) і технологічними параметрами: мікрорельєфом оброблюваної поверхні, мікротвердістю, наявністю мікротріщин, відколів, глибиною поширення загартованого шару є однією з найважливіших завдань прикладної механіки

Вивчення впливу тільки механічної обробки на експлуатаційні властивості виробів є недостатнім, оскільки попередні види обробок (термічна, термомеханічна, хіміко-термічна та ін.) і особливо способи отримання заготовок, вносять істотний внесок у зміну властивостей поверхневого шару, який згодом обробляється.

Розробка проблеми технологічної спадковості лежить в основі практичного напрямку в прикладній механіці, метою якого є підвищення

експлуатаційних характеристик деталей машин технологічними методами в процесі виготовлення деталей.

Можливості значного підвищення довговічності деталей машин тільки за рахунок раціонального призначення методів і режимів механічної обробки, без врахування конструкції виробу або його матеріалу і без введення додаткових технологічних операцій показані в ряді досліджень [ 1,2 ] з даного питання.

Складність процесів, що відбуваються в матеріалі при поверхневого шару, що піддається механічній обробці, а також в процесі експлуатації цих деталей, змушує розглядати вплив технологічної спадковості тільки на оздоблювальні операції [3,4].

Найпоширенішим способом обробки є шліфування, що забезпечує високу точність і високу продуктивність при остаточному виготовленні деталей.

Але застосування шліфування пов'язане з появою припиків, тріщин, розтягуючих напружень в поверхневих шарах деталей, що істотно впливає на надійність і довговічність цих деталей в процесі їх експлуатації [5].

Задача підвищення якості поверхневого шару шліфованих виробів в даний час вирішується наступними методами:

- здійснюється підбір раціональних режимів шліфування для даного матеріалу і відповідних характеристик інструменту;
- використовуються шліфувальні круги із суцільною і з переривчастою робочою поверхнею;
- використовуються системи автоматичного управління активною потужністю різання;
- рекомендуються МОС, які значно знижують інтенсивність нагріву оброблюваної поверхні на операції шліфування і тим самим зменшується інтенсивність появи припиків і тріщин.

Однак ці методи при існуючій технології виготовлення, в тому числі і в зв'язку з появою композитних матеріалів, не дозволяють повністю усунути дефекти, що виникають в поверхневому шарі. Цьому сприяють: неминучі коливання припусків від помилок попередніх операцій механічної обробки; мікронеоднорідність самого матеріалу, що характеризується розмірами зерна, дефектами упаковки, дислокаціями і структурними перетвореннями, викривленням деталей при термічній і подібній обробці, термомеханічними явищами, що супроводжують процес шліфування і в результаті яких на оброблюваних поверхнях з'являються припикання, мікротріщини, структурні перетворення, залишкові напруження.

Висока теплоємність алмазно-абразивних процесів обробки призводить до того, що теплофізика цих процесів часто є домінуючою у формуванні якісних характеристик оброблюваної поверхні. Така позиція підтверджується дослідженнями [6], присвяченими конкретним проблемам цих процесів. До найбільш відомих результатів у цьому напрямку можна віднести наступні роботи [7,8].

Вивчення термомеханічних явищ, що формують якість поверхневого шару з урахуванням попередніх видів обробки виробів, встановлення їх впливу на розтріскування і припикання на основі кількісного аналізу термічного і напруженого стану складають суть даної роботи.

## **1.2 Вплив термомеханічних явищ, що супроводжують шліфування на формування якісних характеристик оброблюваних поверхонь**

Багато робіт присвячено кількісним дослідженням термомеханічних явищ, що супроводжують обробку шліфуванням [8,9, 10, 11].

Більш ранні роботи [9,10] в основному стосувалися розрахунку одновимірного температурного поля, що утворюється в заготовці. Наявність простої формули визначення температури глибини в поверхневому шарі сприяло популярності даної схеми в інженерних розрахунках максимальних температур в зоні різання, швидкостей нагріву і охолодження. Отримані дані

використовувалися в якості критеріїв, що регулюють якість поверхневого шару, знос інструменту, оброблюваність металу.

Однак відсутність функціональних зв'язків між температурою і технологічними параметрами, геометрією оброблюваних виробів, характеристиками використовуваних шліфувальних кругів, а також ряд грубих припущень виключає універсальність цього методу при аналізі якісних параметрів поверхневого шару. Причому конструктивні, технологічні та структурні неоднорідності шліфованих виробів, таких як ступінчасті вали, деталі з покриттям, пластини з отворами, сплави, що містять багатокомпонентну структуру та інше, за цим методом не можуть бути враховані при розрахунку температурного поля через обмежені можливості обраної схеми (одномірність поля, теплоізоляція бічних поверхонь, гіпотетична однорідність матеріалу і т.і.)

Метод розрахунку температурних полів при шліфуванні деталей, який заснований на плоскій задачі [8], має набагато більші можливості. У разі безперервного контакту між кругом і деталлю в роботі [9,10] встановлюється характер ізотерм, максимальні значення яких зміщені до кінцевого краю зони контакту. В цьому випадку джерело бралось рухомим, а завдання вирішувалося в рухомій системі координат. За цією схемою можна розрахувати швидкості нагріву і охолодження як в зоні контакту шліфувального круга з деталлю, так і за її межами, врахувати вплив тепловіддачі на характер розподілу температури шліфування, а також конструктивні особливості інструменту. Зокрема, можна аналітично досліджувати нестационарне температурне поле в поверхневому шарі, що утворюється при переривчастому шліфуванні [12].

При цьому плоска схема не враховує геометрію профілю оброблюваних виробів, конструктивні і структурні неоднорідності оброблюваних поверхонь.

Тривимірна задача теплопровідності [13] дозволяє усунути цей недолік. Однак через громіздкість, рішення тривимірних завдань і незначного виграшу додаткових відомостей про особливості розподілу температури шліфування в глибину доцільно звести ці завдання до двовимірних, перейшовши на рухомому

систему координат, пов'язану з джерелом (кругом). Ця методика також використовується при вирішенні нестационарної задачі теплопровідності. У рухомій системі координат, пов'язаній з джерелом, вихідна задача перетворюється в стаціонарну теплову задачу.

Дослідження [12,14] не дозволяють врахувати вплив геометрії шліфованих виробів на тепловий режим. Одним з найпоширеніших видів виробів в машинобудуванні, які піддаються шліфуванню, є клиноподібні деталі. До них відносяться ріжучі інструменти, різьблення, лопатки газових турбін і багато інших. Температурне поле шліфування клиноподібного виробу на ділянці, близькій до ребра, в залежності від кута нахилу твірної лінії контакту, може істотно відрізнятись від температурного поля масивної деталі. Оцінка особливостей формування таких температурних полів є практично важливим завданням, так як якість металу на ріжучій кромці або верхівці різьблення найбільш істотно впливає на їх довговічність і експлуатаційні характеристики. Схематизація процесу в цьому випадку виглядає наступним чином. На одній з граней нескінченно довгого клина рухається джерело, нормально орієнтоване на край клина, зі інтенсивністю тепловиділення  $q(M, T)$ . Краї клина вважаються теплоізоляційними. Постановку цього завдання найзручніше представляти в циліндричній системі координат, пов'язаній з джерелом. Змінюючи форму джерела, вводячи теплообмін з урахуванням на поверхні клиноподібних деталей, можна вирішити ряд технологічних завдань по заданій геометрії виробів з метою отримання теплових критеріїв, для яких в подальшому вибираються раціональні технологічні умови шліфування клиноподібних деталей.

Однак завдання забезпечення необхідної якості робочої зони виробів не може бути вирішена тільки тепловими критеріями. З урахуванням того, що матеріали, які використовуються для виготовлення деталей, мають високий ступінь неоднорідності, слід очікувати значних змін розподілу температур і деформацій в зонах накопичення неоднорідностей, що в свою чергу може

привести до утворення локальних деформацій і появи тріщин на робочих поверхнях оброблюваних виробів.

Кількісний аналіз температурного стану поверхневого шару при шліфуванні наведено в роботах [8, 9,10, 12, 14,15,16]. Розрізняють власні або залишкові напруження, що виникають в деталі при відсутності зовнішніх сил, і термомеханічні напруження, які утворюються в результаті механічного і термічного впливу при шліфуванні. Причиною появи цих напружень в поверхневому шарі є неоднорідність пластичних деформацій, нерівномірне нагрівання або охолодження, структурні перетворення.

Результуючий напружений стан залежить від кожної з причин виникнення напружень. Спочатку через механічне навантаження від абразивного зерна на поверхню деталі виникає пружний напружений стан, який після проходження зерна повертається в попередній стан. В результаті стиснення і розтягування виникають напруження, які досягають межі плинності матеріалу і тим самим призводять до його пластичної деформації. Область пружних деформацій прилягає до цієї зони зсередини. В результаті при припиненні дії зовнішніх сил, тобто після проходження ріжучої кромки зерна, в пластично-деформованому шарі виникають напруження стиснення, і область розтягуючих напружень відходить від нього вглиб матеріалу. Протидіючий ефект виходить від теплових процесів, викликаних перетворенням механічної енергії в теплову. Нагрівання викликає локальне підвищення температури, що супроводжується миттєвим збільшенням об'єму. Розширенню зон теплового впливу перешкоджає матеріал, який знаходиться поруч з менш нагрітої зони. Виникаючі напруження на стиск частково знімаються при досягненні межі плинності в результаті пластичної деформації матеріалу. Пластична течія починається тим раніше, чим вище температура при видаленні стружки. Це наслідок підвищення пластичності матеріалу, який витримує все менше внутрішніх навантажень. При подальшому охолодженні нагріті шари металу знову стискаються, але цьому заважають сусідні більш холодні ділянки. В результаті в поверхневому шарі спостерігаються власні

напруження, а в прилеглий до нього зсередини зоні - компенсаторні напруження стиснення. На стан сумарного напруження при механічній обробці поряд з напругами внаслідок деформації і нагрівання можуть впливати і структурні зміни металу, які, як правило, супроводжуються змінами об'єму. Характер напружень, викликаних цим процесом, багато в чому залежить від металургії матеріалу [17], тобто від його складу і термічної обробки. Наприклад, якщо температура перевищує точку  $A_1$  при шліфуванні загартованої мартенситом сталі, то мартенсит розкладається, що супроводжується зменшенням об'єму. В результаті частково компенсуються напруження стиснення, викликані збільшенням об'єму за рахунок нагрівання. Якщо після охолодження виникає стан з меншим питомим об'ємом, то з'являються власні напруження на розрив [18].

В кінцевому підсумку відбувається підсумовування різних напружень, що призводить до різних напружень по знаку, їх величині і розподілі, результуючі напруження визначаються конкретними умовами обробки. У багатьох випадках напружений стан, що утворюється при шліфуванні, залежить від попередніх операцій, які створюють залишкові напруження в поверхневому шарі різні за знаком і величиною в залежності від виду обробки і режимів різання [19].

Шліфувальні напруження, як правило, поширюються на дуже тонкий шар товщиною в кілька сотих міліметра. Протистоять їм компенсуючі напруження, навпаки, розподілені на набагато більший об'єм, але мають невелике абсолютне значення, так що їх впливом на експлуатаційні властивості деталі можна знехтувати. Максимальні напруження, таким чином, мають місце в безпосередній близькості від оброблюваної поверхні, на невеликій глибині [20].

У ряді робіт [ 20,21 ] запропонований метод розрахунку максимальних термопружних напружень, функціонально пов'язаних з режимами обробки. Отримані коефіцієнти використовувалися в якості критеріїв бездефектної обробки на основі розтріскування.

У тих випадках, коли оброблювані вироби кусково-однорідні (вироби з покриттям), їх напружено-деформований стан залежить від властивостей складових. З урахуванням їх фізико-механічних властивостей, а також товщини покриття автори робіт [ 22, 23] на основі вирішення відповідного завдання визначають напружений стан від температур шліфування на границі покриття-матриця і пропонують граничні бездефектні цикли шліфування деталей з молібденовим покриттям.

Різноманіття можливих напружених станів в поверхневому шарі шліфованих деталей виражається в суперечливості інформації, зазначеної в літературі. Численні дослідження вказують на наявність в поверхневому шарі як стискаючих, так і розтягуючих напружень. Пряме порівняння результатів, отриманих різними авторами [11,12, 14, 20,23,24], неможливо, так як досліджувані матеріали і умови обробки зазвичай відрізняються. Ситуація ускладнюється тим, що на взаємодію термічно або механічно заданих напружень впливають численні, не завжди порівнянні фактори, серед яких:

- технологічні параметри (швидкість деталі і окружна швидкість круга, поздовжня і поперечна подача);
- властивості оброблюваного матеріалу і матеріалу інструменту, а також його геометрія, включаючи склад матеріалів, їх термічну обробку і отриману структуру, властивості круга (абразивний матеріал і сполучна речовина, розподіл зерен, стан їх ріжучих крайок), твердість круга, геометрію і розміри деталі і круга;
- інші фактори, що впливають (властивості, кількість і подача МОС), характеристики устаткування.

Підводячи підсумок розгляду стану досліджень термомеханічних явищ і їх взаємозв'язків з якістю поверхневого шару при шліфуванні, слід зазначити, що в даний час при вивченні причин утворення тріщин переважає феноменологічний підхід. Такий підхід іноді ґрунтується на силах різання [25], що, на нашу думку, є недостатнім. Дійсно, механічна інтерпретація тріщино

утворення не враховує вплив термічних процесів, які є домінуючим фактором в процесі шліфування.

Дослідження причин появи шліфувальних тріщин, описаних в [ 20, 22, 23, 24, 25, 26, 27-30] з позицій структурних і фазових перетворень, що породжують відповідні структурні напруження -  $\sigma_{стр}(M, \tau)$  також носять особливий характер і не дозволяють простежити справжню картину утворення таких дефектів, як тріщини на оброблюваній поверхні в цілому. Справа в тому, що як структурні, так і фазові перетворення (в обсягах, достатніх для утворення руйнівних структурних напружень) повинні відбуватися на відносно малих швидкостях нагрівання (або охолодження) і протягом значного проміжку часу. У той час як тепло напруженість характеризується короткочасністю, високими швидкостями нагріву, близько 3000 - 50000 градусів / с [12] і приблизно такими ж темпами охолодження. Це, в свою чергу, формує умови, близькі до теплового удару, при яких термічні напруження досягають дуже високих значень.

По-друге, шліфування зі структурними перетвореннями, наприклад, коли температура контакту дорівнює температурі початку розпаду мартенситу, супроводжується появою розтягуючих структурних напружень  $\sigma_{пстр}$ , незначних за величиною в зоні контакту і стискаючих  $\sigma_{стр}$  в зоні інтенсивного охолодження. Термомеханічні напруження, які значно перевищують  $\sigma_{стр}$  в цих зонах, мають, в основному, протилежний знак [31].

Тому структурні перетворення не можуть бути «незалежною» причиною тріщино утворення при шліфуванні. Вони можуть сприяти зростанню мікротріщин, утворених тепловим ударом. Причому процес перетворення тимчасових термомеханічних напружень в  $\sigma_{ост}$  відбувається протягом часу, достатнього для значних структурних і фазових змін поверхневого шару, що в свою чергу породжує  $\sigma_{стр}$ , сприяючи подальшому зростанню шліфувальних тріщин в основному [32].

### **1.3. Аналіз існуючих технологічних рекомендацій для забезпечення якості обробки виробів із складно оброблюваних матеріалів**

Існуючі функціональні зв'язки технологічних параметрів з температурою шліфування [9-12, 14, 15,20-24,] дозволяють усунути припикання на оброблюваних поверхнях виробів, які не містять конструкторських і технологічних неоднорідностей, і матеріал яких не містить значних неоднорідностей, використовуючи відповідні методики. Дослідження умов підвищення якості оброблюваних поверхонь шляхом усунення таких дефектів, як тріщини, проводилися в основному на рівні виявлення якісних взаємозв'язків технологічних параметрів з фізико-механічними властивостями оброблюваних матеріалів [24, 29, 30] Кількісні співвідношення напружень з режимами обробки, отримані в ряді робіт [31, 32, 33], носять особливий характер і не відображають загальних закономірностей напружено-деформованого стану поверхневого шару в залежності від технологічних умов і властивостей оброблюваних матеріалів. У більш пізніх роботах [33,34] напружений стан поверхонь шліфування оцінювався чисельними методами.

Однак відсутність досліджень особливостей процесу зародження шліфувальних тріщин, їх утворення в магістральні в залежності від конструктивних, технологічних і структурних неоднорідностей матеріалу виробів не дозволяє однозначно використовувати наявні рекомендації щодо усунення розглянутих дефектів [35,36].

Основні властивості і характеристики якості поверхні - шорсткість, мікротвердість, величина і знак внутрішніх технологічних напружень, наявність включень та інші структурні недосконалості залежать від видів і режимів термічної обробки (ТО), термомеханічної обробки (ТМО) і механічної обробки і зумовлюють залежність експлуатаційних характеристик виробів з магнітів від технології їх виготовлення [29] .

Зміна способів плавки, режимів підтримки, ТМО і грубого шліфування твердих магнітних сплавів викликає відповідну зміну індивідуальних

особливостей якості оброблюваної поверхні виробів, що в свою чергу впливає на інтенсивність розтріскування на фінішних операціях, зокрема, при остаточному шліфуванні [37,38,39].

У цьому сенсі доречно говорити про існування технологічної спадковості якості поверхні магнітів і експлуатаційних властивостей, що визначаються ними від окремих технологічних операцій і всього технологічного процесу їх виготовлення в цілому [27]

Під технологічною спадковістю слід розуміти зміну властивостей оброблюваних поверхонь деталей під впливом технології їх виготовлення .

Для доцільного використання явища технологічної спадковості при виготовленні магнітів необхідно встановити прямі зв'язки насамперед між якістю оброблюваної поверхні і домінуючими параметрами технологічного процесу [34]

Особливості фізико-механічних властивостей твердих магнітних сплавів типу ЮНДК35Т5 (висока крихкість, низька міцність, відносно низькі значення теплопровідності і теплодифузії) відносять їх до важкооброблюваних матеріалів.

Тому аналіз структури технологічного процесу виготовлення магнітів є важливим етапом виявлення резервів підвищення виходу відповідних магнітів при кінцевих операціях шліфування, так як основні дефекти - розтріскування і відколи виникають саме при остаточній обробці цих магнітів.

Заготовки постійних магнітів зі сплавів альніко і тікональ отримують в основному литтям [29]. В даний час застосовуються такі способи лиття - відкритий і вакуумний. Найпоширеніший спосіб відкритого лиття - плавка в кислотному тиглі. Поширенню цього способу плавки сприяє порівняльна простота технології і висока температурна стійкість тиглів. До недоліків кислотної плавки можна віднести те, що вона дає найбільш забруднений метал.

Виплавка сплавів ЮНДКТ в вакуумних печах все частіше використовується у виробництві магнітів. Це пов'язано з тим, що при вакуумному плавленні ЮНДК35Т5 сплаву кількість неметалевих включень на

70 % менше, а схильність до розтріскування і відколів при обробці таких магнітів значно нижче, ніж в разі відкритого плавлення в кислотному тиглі.

Вирощування монокристалів є більш прогресивним методом отримання заготовок [29]. Теоретично цей процес зводиться до створення таких умов, при яких атоми розплаву «застигають» на монокристалічній затравці, відтворюючи структуру решітки. Типова технологія цього методу отримання монокристалів включає наступні операції:

- 1) на дно тигля встановлюється монокристалічна затравка з кристалографічною орієнтацією  $/100/$ , паралельно осі тигля і хімічним складом, відповідним сплаву, що підлягає розплаву;
- 2) у вакуумну камеру встановлюється тигель з вмістом, графітовий нагрівач і теплоізоляційний екран. Графітовий тигель нагрівається і переміщається. Отриманий монокристал охолоджують до кімнатної температури. Затравку і верхню частину злитка видаляють.

Виробництво таких магнітів пов'язане з розробкою анізотропних сплавів типу ЮНДКТ для виробів, де потрібні високі магнітні властивості магнітів з простою геометрією.

Для подальшої механічної обробки (грубого шліфування) заготовки зі сплавів ЮНДКТ піддають термічній обробці: загартування і відпуск. Основною метою даної операції є підвищення в'язкості і пластичності сплаву. В іншому випадку при грубому шліфуванні практично всі заготовки схильні до розтріскування і відколів через високу крихкість [26].

Завданням термомагнітної обробки ЮНДК сплавів є отримання оптимальної структури, що визначає необхідний рівень магнітних властивостей. При цьому, крім всіх видів анізотропії, в матеріалі також утворюється зовнішня або індукована одновісна анізотропія, обумовлена текстурою продуктів ( $\alpha + \alpha'$ ) - перетворень. Важливо підтримувати оптимальну температуру висококоерцитивного перетворення. Для сплавів

ЮНДКТ вона знаходиться в межах  $860^{\circ}$  -  $800^{\circ}$  С. У цьому діапазоні знаходиться умовна точка Кюрі. Сплави ЮНДКТ дуже чутливі до впливу зовнішнього магнітного поля саме при температурі, близькій до точки Кюрі [26].

Таким чином, для бездефектної обробки сталей і сплавів необхідно враховувати їх структурну неоднорідність. Наявність тріщини подібних дефектів і включень сприяє тому, що при виборі режимів обробки і характеристик інструменту слід керуватися граничними значеннями одержуваного теплового потоку [40].

Так, наприклад, шліфування твердих магнітних сплавів ЮНДК35Т5 типу з м'якими включеннями  $\gamma$ -фази і більш твердою  $\alpha'$ -фазою матриці повинна здійснюватися при  $q_{\max} = 107$  Вт/м<sup>2</sup>. Якщо взяти за інструмент круг 24А25СМ18К5,  $D_{\text{кр}} = 0,26$  м і процес здійснювати в наступних режимах  $V_{\text{кр}} = 35$  м/с,  $V_g = 0,17$  м/с,  $t = 1,8 \cdot 10^{-5}$  м без ЗОС, то тепловий потік, що йде в сплав, становить -  $q \approx 2 \cdot 10^7$  Вт/м<sup>2</sup>. Це призводить до того, що пори, присутні в сплавах, перетворюються в мікротріщини, траєкторія руху яких проходить через еліпсоїдні  $\gamma$  включення [41,42].

#### 1.4. Постановка мети і задач дослідження

Розглянуті функціональні зв'язки технологічних параметрів з температурою шліфування дозволяють за допомогою відповідних методик усунути припикання на оброблених поверхнях виробів, які не містять конструктивних і технологічних неоднорідностей, і матеріал яких не містить істотних неоднорідностей. З аналізу літературних джерел, присвячених умовам підвищення якості оброблюваних поверхонь шляхом усунення таких дефектів, як тріщини, випливає, головним чином, на рівні виявлення якісних взаємозв'язків технологічних параметрів з фізико-механічними властивостями матеріалів, що шліфуються. Наявні кількісні співвідношення напружень з режимами обробки носять особливий характер і не відображають загальних закономірностей напружено-деформованого стану поверхневого шару в

залежності від технологічних умов і властивостей оброблюваних матеріалів. Однак, відсутність досліджень особливостей процесу зародження шліфувальних тріщин, їх утворення в магістральні, в залежності від структурних, технологічних і структурних неоднорідностей матеріалу виробів, не дозволяє однозначно використовувати наявні рекомендації щодо усунення розглянутих дефектів.

Тому **метою** дисертаційного дослідження є забезпечення необхідної якості обробки виробів із матеріалів, які схильні до тріщиноутворення на основі дослідження технологічних можливостей процесу шліфування шляхом аналізу термомеханічних явищ та розробки технологічних критеріїв вибору, реалізація яких дозволить технологічним параметрам суттєво знизити дефектоутворення на їх робочих поверхнях.

Для досягнення поставленої мети в роботі вирішуються наступні задачі:

1. Розробити математичну модель, що описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із матеріалів, схильних до тріщино утворення з урахуванням спадкоємних дефектів від попередніх операцій.
2. Дослідити вплив технологічної спадковості попередніх операцій на інтенсивність утворення тріщин і припіків деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів при обробці шліфуванням.
3. Визначити критерії утворення тріщин і припіків і встановити їх зв'язок із досліджуваними технологічними факторами процесу шліфування робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до вказаних дефектів.
4. Розробити передумови для оптимізації термомеханічного стану поверхневого шару деталей в процесі шліфування, що виключають виникнення шліфувальних дефектів типу тріщин і припіків.
5. Вивчити технологічні можливості управління якістю поверхневого шару робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до тріщино

утворення та забезпечення їх геометричних характеристик, необхідних для ефективної експлуатації.

Рішення цих завдань дозволить не тільки вивчити безпосередню технологічну задачу обробки - забезпечення бездефектного шліфування матеріалів, схильних до розтріскування і припикання, але і перейти до технології виготовлення матеріалів, «нечутливих» до цих дефектів, що обумовлено технологічною спадковістю виробів, що формують структуру, фізико-механічні властивості матеріалів, починаючи від способів отримання заготовок і закінчуючи фінішним абразивно-алмазним шліфуванням.

## **РОЗДІЛ 2. ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМУВАННЯ ЯКІСНИХ ПАРАМЕТРІВ ОБРОБЛЮВАНИХ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ ВИРОБІВ ПІД ДІЄЮ ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ЯВИЩ, ЩО СУПРОВОДЖУЮТЬ ФІНІШНІ ОПЕРАЦІЇ**

### **2.1 Особливості формування якісних параметрів робочих поверхонь конічних виробів при їх шліфуванні**

Відомо, що при обробці конічних виробів в поверхневому шарі формуються спадкові технологічні дефекти типу припиків і мікротріщин [44]. Ці дефекти, будучи локальними концентраторами напружень в експлуатаційних умовах призводять до передчасного виходу виробів з ладу, незважаючи на те, що навантаження на них формує напруження, величина яких не перевищує граничних значень [45]. Насправді, при формоутворенні необхідних геометричних розмірів конічних виробів в оброблюваних поверхнях формуються стохастично розташовані мікро неоднорідності і мікро дефекти [46]. Тому при дослідженні граничного стану цих виробів, поверхневий шар яких ослаблений мікро дефектами і побудови на цій основі обґрунтованої теорії їх несучої здатності, крім детермінованого необхідний і ймовірно-статистичний підхід. Робочий шар конічних виробів при цьому розглядається як середовище, ослаблена випадковими дефектами, параметри яких є випадковими величинами з відомими законами їх розподілу .

Статистичний підхід в оцінці несучої здатності виробів має певні переваги в тому, що він дає можливість урахування впливу на міцність відразу всіх дефектів та неоднорідностей незалежно від їх фізичної природи, величини, форми, розташування [47]. Але з іншого боку, цей підхід не дозволяє оцінити роль дефекту в елементарному акті руйнування, зниження міцності поверхневого шару, що містить зазначені дефекти та їх появи від технології обробки виробів до остаточного стану робочої поверхні [48]. На утворення дефектів у поверхневому шарі оброблюваних виробів певну роль грає їх геометрія [49]. Особливо це відноситься до фінішних методів обробки

конічних виробів. Найбільш поширеним методом остаточної обробки є шліфування, що забезпечує високу точність і високу продуктивність виготовлення деталей [50]. Але з застосуванням шліфування пов'язана поява в поверхневих шарах деталей дефектів типу припиків, тріщин, розтягуючих напружень, що значно впливає на надійність і довговічність цих деталей, в процесі їх експлуатації. Наявні функціональні зв'язки технологічних параметрів з температурою шліфування [51] дозволяють за допомогою відповідних прийомів усувати припики на оброблюваних поверхнях виробів, що не містять конструкторських, технологічних неоднорідностей, і матеріал яких не містить суттєвих відхилень. Дослідження умов підвищення якості оброблюваних поверхонь шляхом усунення дефектів типу тріщин проводилося в основному на рівні виявлення якісних зв'язків технологічних параметрів з фізико-механічними властивостями шліфованих матеріалів [52].

Однак відсутність досліджень щодо особливостей процесу зародження шліфувальних дефектів, їх вплив на зниження працездатності в залежності від конструктивних, технологічних і структурних неоднорідностей матеріалу виробів не дозволяють однозначно користуватися наявними рекомендаціями щодо усунення даних дефектів.

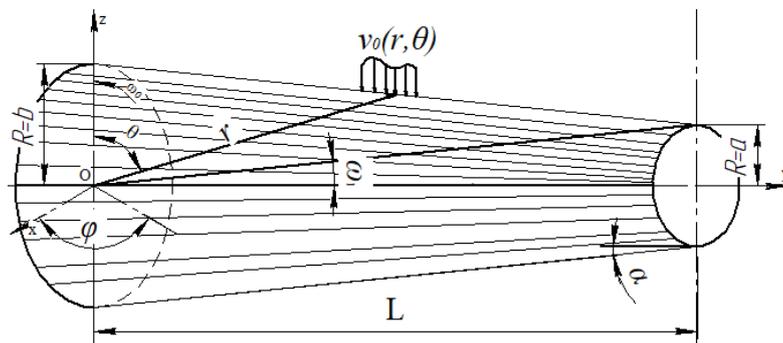
Побудуємо модель термомеханічних процесів, що супроводжують фінішну обробку конічних виробів під дією яких формуються дефекти в поверхневому шарі, що призводить до втрати несучої здатності цих виробів у процесі їх експлуатації.

Розглянемо наступну початково-крайову задачу теплопровідності для виробу у вигляді усіченого кругового конуса (рис. 2.1).

$$\begin{aligned} \Delta v(r, \theta, \varphi, t) &= \frac{1}{a^*} \frac{\partial v(r, \theta, \varphi, t)}{\partial t}, a < r < b, \omega_0 < \theta < \omega_1, t > 0, \\ v(r, \theta, \varphi, t) &= f(r, \theta, \varphi), v(a, \theta, \varphi, t) = v(b, \theta, \varphi, t) = 0, |\varphi| < \pi, \\ a) v(r, \omega_j, \varphi, t) &= g^j(r, \varphi, t), \\ b) v'(r, \omega_j, \varphi, t) + h_j v(r, \omega_j, \varphi, t) &= g^j(r, \varphi, t), \end{aligned} \quad (2.1)$$

$$c) v(r, \omega_j, \varphi, t) = g^j(r, \varphi, t); j = 0, 1,$$

де  $\Delta$  – оператор Лапласа в сферичній системі координат, постійні  $a^*$  і  $h$  – теплофізичні константи матеріалу виробу, граничні умови на конічних поверхнях  $r = a$  і  $r = b$  можуть бути трьох типів, і теж неоднорідними. Зазначені умови обрані заради скорочення записів. Як і вище, похідна по змінній  $\theta$  відзначена точкою, а похідна по змінній  $r$  – штрихом. Від заданих шуканих функцій зажадаємо, щоб для них були справедливі інтегральні перетворення та формули обернення [53].



**Рис. 2.1. Розрахункова схема для моделювання температурного поля, що формується в конічних виробах на фінішних операціях**

Послідовно застосовуючи до (2.1) інтегральне перетворення Лапласа за часом:

$$v_p(r, \theta, \varphi) = \int_0^{\infty} v(r, \theta, \varphi, t) e^{-pt} dt, \quad (2.2)$$

і перетворення Фур'є по куту  $\varphi$ :

$$v_{pn}(r, \theta) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} v_p(r, \theta, \varphi) e^{-in\varphi} d\varphi, n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots \quad (2.3)$$

замість (2.1) отримуємо:

$$[r^2 v_{pn}(r, \theta)]' - \nabla_n v_{pn}(r, \theta) - s^2 r^2 v_{pn}(r, \theta) = f_n(r, \theta), \quad (2.4)$$

$$v_{pn}(a, \theta) = 0, v_{pn}(b, \theta) = 0, \omega_0 < \theta < \omega_1, a < r < b,$$

$$a) v_{pn}(r, \omega_j) = g_{pn}^j(r),$$

$$b) v_{pn}(r, \omega_j) + hv_{pn}(r, \omega_j) = g_{pn}^j(r),$$

$$c) v_{pn}(r, \omega_j) = g_{pn}^j(r), j = 0, 1.$$

Тут введені наступні позначення:

$$-\nabla_n f(r, \theta) = \frac{[\sin\theta f'(r, \theta)]}{\sin\theta} - \frac{n^2 f(r, \theta)}{\sin^2\theta}, s^2 = \frac{p}{k}, \quad k = 0, 1, 2, \dots$$

Застосуємо до крайової задачі (2.4) інтегральне перетворення, позначивши відповідну трансформанту шуканої функції у вигляді:

$$v_{pnk}(r) = \int_{\omega_0}^{\omega_1} \sin\theta \varphi_1(\theta, v_k) v_{pn}(r, \theta) d\theta, \quad k = 0, 1, 2, \dots \quad (2.5)$$

і аналогічно трансформанти заданих функцій.

В результаті крайова задача (2.4) прийме вигляд:

$$\begin{aligned} L_S v_{pnk} &\equiv [r^2 v_{pnk}(r)]' - v_k(v_k + 1)v_{pnk}(r) - r^2 s^2 v_{pnk}(r) \\ &= f_{pnk}(r) - S_k(r, \omega), \\ a < r < b, v_{pnk}(a) &= v_{pnk}(b) = 0, \\ S_k(r, \omega) &= [\varphi_1(\theta, v_k) \sin\theta v_{pn}(r, \theta)]_{\omega_0}^{\omega_1} - \\ &[\varphi_1(\theta, v_k) \sin\theta v_{pn}(r, \theta)]_{\omega_0}^{\omega_1}. \end{aligned} \quad (2.6)$$

При цьому вираз для  $S_k(r, \omega)$  розшифровується в залежності від типу граничних умов а), б) і с) у (2.4). Від цього залежить із якого рівняння слід знаходити  $v_k$ , і вид функції  $\varphi_1(\theta, v_k)$ . Так, у випадку граничної умови а) замість  $\varphi_1(\theta, v_k)$  в (4) слід використовувати функцію  $\varphi_a(\theta, v_k)$ , що визначається формулою (2.7):

$$\varphi_a(\theta, V_k) = P_{V_k}^m(\cos\theta) Q_{V_k}^m(\cos\omega_1) - P_{V_k}^m(\cos\omega_1) Q_{V_k}^m(\cos\theta), \quad (2.7)$$

де  $P_{V_k}^m(\cos\theta)$ ,  $Q_{V_k}^m(\cos\theta)$  – лінійно незалежні розв'язки диференціального рівняння крайової задачі Штурма-Ліувілля [53], а числа  $V_k$  знаходяться з рівняння:

$$\begin{aligned} \varphi''(\theta, V_k) + \operatorname{ctg}\theta \cdot \varphi'(\theta, V_k) + [V_k(V_k + 1) - m^2 \operatorname{cosec}^2 \theta] \varphi(\theta, V_k) \\ = 0. \end{aligned} \quad (2.8)$$

Причому вираз  $S_k(r, \omega)$  з (2.6) перетворюється на наступне:

$$S_k^a(r, \omega) = \sum_{j=0}^1 \sin\sigma_j \varphi_a(\omega_j, v_k) g_{pn}^j(r).$$

У випадку граничних умов b) і c) замість функцій  $\varphi_1(\theta, v_k)$  в (2.5) слід використовувати функції  $\varphi_b(\theta, v_k)$  і  $\varphi_c(\theta, v_k)$ , які визначаються відповідно формулами:

$$\varphi_b(\theta, V_k) = P_{V_k}^m(\cos\theta) l_1^h Q_{V_k}^m - Q_{V_k}^m(\cos\theta) l_1^h Q_{V_1}^m. \quad (2.9)$$

Ця власна функція крайової задачі Штурма-Ліувілля [53]:

$$\ddot{T}(\theta) + \operatorname{ctg}\theta \cdot \dot{T}(\theta) - \left[ \lambda + \frac{1}{4} + \frac{m^2}{\sin^2\theta} \right] T(\theta) = 0, \omega_0 < \theta < \omega_1,$$

буде задовольняти граничним умовам:

$$\dot{\varphi}_b(\omega_j, V_k) + h_j \varphi_b(\omega_j, V_k) = 0, j = 0, 1.$$

При  $h_j = 0, j = 0, 1$  власну функцію  $\varphi_c(\theta, V_k)$  крайової задачі отримаємо в наступному вигляді:

$$\varphi_c(\theta, V_k) = P_{V_k}^m(\cos\theta) \frac{dQ_{V_k}^m(\cos\omega_1)}{d\omega_1} - Q_{V_k}^m(\cos\theta) \frac{dP_{V_k}^m(\cos\omega_1)}{d\omega_1}. \quad (2.10)$$

Вона задовольняє граничній умові  $\dot{\varphi}_c(\omega_j, V_k) = 0, j = 0, 1$ , а числа  $V_k$  слід знаходити з рівняння:

$$\Delta_k^m \equiv \Omega_{V_{k,0}}^m(\omega_0, \omega_1) = 0, k = 0, 1, 2, \dots \quad (2.11)$$

Інтегральні перетворення, що базуються на задачі Штурма-Ліувілля, визначаються наступними виразами [54,55, 56]:

$$g_k^m = \int_{\omega_0}^{\omega_1} \sin\theta \cdot \varphi_e(\theta, V_k) g(\theta) d\omega, \quad e = a, b, c;$$

$$g(\omega) = -\frac{g_k^m \varphi_e(\theta, V_k)}{\sigma_{mk}^e(\omega_0, \omega_1)}, \quad \omega_0 \leq \theta \leq \omega_1.$$

Асимптотична формула для знаходження  $V_k$  має вигляд:

$$V_k = \gamma k - \frac{3}{2}, \quad \gamma = \pi(\omega_1 - \omega_0)^{-1}.$$

Формулу для  $S_k(r, \omega)$  потрібно замінити наступними виразами:

$$\left\| \begin{matrix} S_k^b(r, \omega) \\ S_k^c(r, \omega) \end{matrix} \right\| = - \sum_{j=0}^1 \left\| \begin{matrix} \varphi_b(\omega_j v_k) \\ \varphi_c(\omega_j v_k) \end{matrix} \right\| g_{pn}^j(r) \sin \omega_j.$$

Таким чином, у всіх трьох випадках граничних умов  $S_k(r, \omega)$  в (2.6) є відомою функцією і розв'язання початково-крайової задачі (2.1) зведено до розв'язання одновимірної самоспряженої крайової задачі (2.6). Щоб вирішити останню, слід побудувати функцію Гріна  $G_n(r, \rho)$  крайової задачі (2.6). Це можна зробити за допомогою прийому, викладеного в [55, 56], враховуючи, що фундаментальною системою розв'язків  $y_0(r)$  і  $y_1(r)$  диференціального рівняння (2.6) є модифіковані функції Бесселя [57]:

$$y_0(r) = r^{-1/2} I_{\nu+1/2}(rs), y_1(r) = r^{-1/2} K_{\nu+1/2}(rs), \quad (2.12)$$

визначник Вронського яких  $W(y_0, y_1) = -r^2$  згідно з формулою [57].

Виконавши операції, передбачені згаданим прийомом, знайдемо

$$G_N(r, \rho) = \frac{\sqrt{ab}}{\Delta_N(a, b)} \begin{cases} \psi_0(\rho)\psi_1(r), r \leq \rho; \\ \psi_0(r)\psi_1(\rho), r \geq \rho, \end{cases} \quad (2.13)$$

де

$$\Delta_S(a, b) = I_{\nu+1/2}(as)K_{\nu+1/2}(bs) - I_{\nu+1/2}(bs)K_{\nu+1/2}(as);$$

$$\begin{aligned}\sqrt{br}\psi_0(r) &= K_{v+1/2}(bs)I_{v+1/2}(rs) - I_{v+1/2}(bs)K_{v+1/2}(rs); \\ \sqrt{br}\psi_1(r) &= I_{v+1/2}(as)K_{v+1/2}(rs) - K_{v+1/2}(as)I_{v+1/2}(rs).\end{aligned}$$

Тут  $v$  слід замінити на  $v_k$ . Використовуючи побудовану функцію Гріна (2.13), можемо знайти трансформанту, причому вона буде мати різні назви в залежності від граничної умови в (2.4):

$$\left\| \begin{matrix} v_{pnk}^a(r) \\ v_{pnk}^{b,c}(r) \end{matrix} \right\| = \int_a^b G_N(r, \rho) \left[ f_{pnk}(\rho) - \sum_{j=0}^1 \sin \omega_j \left\| \begin{matrix} \varphi_a(\omega_j, v_k) \\ \varphi_a(\omega_j, v_k) \end{matrix} \right\| g_{pn}^j(\rho) \right] d\rho.$$

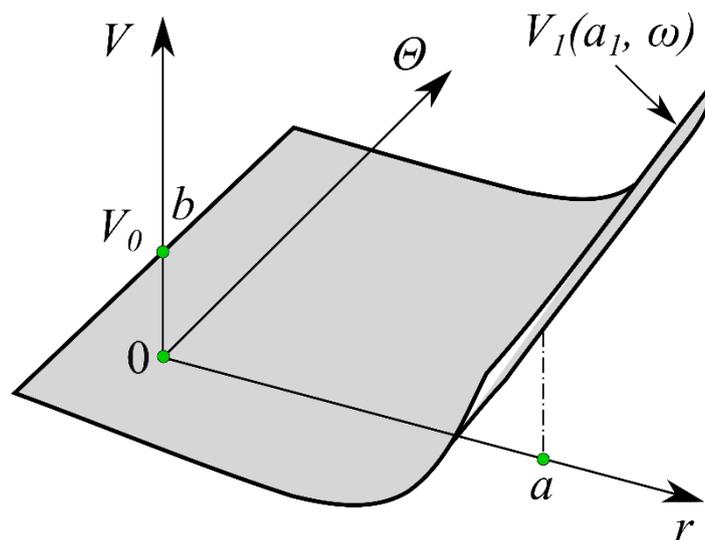
Обернувши знайдені трансформанти, знайдемо розв'язок крайових задач (2.4) за формулою (2.14):

$$v_{pn}^e(r, \theta) = - \sum_{k=0}^{\infty} \frac{v_{pnk}^c(r) \varphi_c(\theta, v_k)}{\sigma_{mk}^c(\omega_0, \omega_1)}, \quad e = a, b, c. \quad (2.14)$$

Щоб отримати рішення вихідних початково-крайових задач (2.1), слід знайдені трансформанти Фур'є (2.3) і Лапласа (2.2) перейти до оригіналів за відомими формулами перетворення, врахувавши при цьому, що  $m = |n|$ .

Перевірку адекватності побудованої моделі щодо забезпечення якісних характеристик поверхневого шару розглянемо на прикладі шліфування конічних виробів із сталі 12Х2Н4ВА, робочий шар яких піддається термообробці. Фізико-механічні характеристики сталі:  $G = 6,13 \times 10^9$  н/м<sup>2</sup> – модуль зсуву;  $\nu = 0,27$  – коефіцієнт Пуассона;  $\alpha_t = 11,6 \times 10^{-6}$  – температурний коефіцієнт лінійного розширення;  $a_c = 16 \times 10^5$  Вт/м<sup>2</sup>×град – коефіцієнт температуропровідності;  $\lambda = 22,2$  Вт/м×град – коефіцієнт теплопровідності. Інструмент – круг суцільний 24А25 СМ18К5 ПП 250×75×20; Режими обробки:  $V_\partial = 16$  м/хв – швидкість деталі;  $P_z = 27$  Н;  $V_{kp} = 30$  м/с – швидкість шліфувального круга;  $L_k = 21 = 1,58 \times 10^{-3}$  м – довжина дуги контакту інструменту з оброблюваною поверхнею;  $t_{uu} = 0,01$  мм – глибина шліфування;  $S_n = 31,6 \times 10^{-6}$  м<sup>2</sup> – площа контакту інструменту з оброблюваною поверхнею. Геометрія конічних виробів:  $r = a = 0,03$  м,  $r = b = 0,06$  м,  $L = 0,09$  м. Розрахунок

контактної температури здійснювався за формулою (2.14). На рис. 2.1 показано температурне поле, яке формується при шліфуванні робочої поверхні конічних виробів. Аналіз результатів моделювання показує, що температура оброблюваної поверхні зростає по мірі наближення оброблюючого інструменту по конічній поверхні до меншого діаметру. Цей результат пояснюється тим, що відбувається стік тепла в більш вузьку частину конічної поверхні.



**Рис. 2.2 Розподіл температури шліфування по поверхні конічного виробу при русі інструмента від більшого діаметра до меншого**

Саме ця область оброблюваної поверхні конічних виробів найбільше схильна дефектоутворенню на фінішних операціях [58,59]. Тому при призначенні режимів обробки таких поверхонь, їх слід призначати з умови, що при наближенні оброблюючого інструменту до більш вузької частини конічної поверхні формується температура на ній не повинна перевищувати допустимих значень, які забезпечують необхідну якість.

## **2.2 Вплив термомеханічних явищ на утворення шліфувальних дефектів на робочих поверхнях деталей із складно оброблюваних матеріалів**

Різні технологічні операції сприяють виникненню в поверхневому шарі спадкових дефектів, до яких відносяться неметалеві включення, флокени, повітряні пори, мікротріщини усадкового характеру (виставка), деформація

кристалічних зерен, тріщини ліквідаційного походження (поковка, протягування) крупнозернистість, скупчення карбідів (ТО, ТМО, ХТ0), сколи, вириви, сітка поверхневих тріщин, внутрішні тріщини, відшаровування, припали [60,61].

Дані дефекти, будучи концентраторами напруження, сприяють тріщиноутворенню, як у процесі обробки матеріалу, так і при експлуатації деталей із цих матеріалів.

Особливо значні втрати від тріщин через спадкові дефекти на фінішних операціях. Шліфування, будучи для більшості деталей остаточною операцією, що забезпечує суттєве підвищення експлуатаційних властивостей за рахунок високої точності, низької шорсткості супроводжується високотемпературним впливом, що призводить до припикання та значного дефекту від виходу придатних виробів через утворення тріщин.

Зниження браку на фінішних операціях даних матеріалів, підвищення експлуатаційних властивостей виробів із цих матеріалів є важливим народно-господарським завданням, вирішення якого призводить до значної економії матеріальних ресурсів, трудомісткості та собівартості виготовлення деталей.

Розв'язок цього завдання полягає в дослідженні технологічних можливостей щодо визначення впливу спадкових дефектів, сформованих на попередніх заготівельних операціях, й операціях ТО, ТМО на тріщиностійкість поверхневого шару при шліфуванні та визначення оптимальних технологічних умов обробки матеріалів та сплавів, особливо схильних до тріщиноутворення в процесі шліфування.

В зв'язку з вище наведеним необхідно встановити закономірності формування шліфувальних тріщин при обробці деталей із матеріалів і сплавів, схильних до цього виду дефектів з урахуванням спадкових мікронеоднорідностей, що виникають по всьому ходу технології їх виготовлення, починаючи зі способів отримання заготовок і на цій основі розробити технологічні умови бездефектного шліфування.

Операція шліфування — основна обробна операція важконавантажених деталей із високоміцних сталей і сплавів до яких відносяться зубчасті колеса, вали, штампи, елементи електричних машин, електроніки та ін. Цій операції піддаються також вироби до робочих поверхонь яких пред'являються підвищені вимоги щодо точності, шорсткості, що істотно впливають на їх експлуатаційні властивості. До таких виробів відносяться деталі зі зносостійкими покриттями, високо коерцитивні магніти типу ЮНДКТ, які використовуються в сучасних електричних машинах, приладах, апаратах.

Схильність металів до утворення тріщин при шліфуванні залежить від металургійної та структурної спадковості, яка визначається способами виплавки та ступенем розкислення, фазовими перетвореннями в сплавах, режимами термічної, хіміко-термічної обробки та ін. операціями, що передують фінішній. У цьому параметрами, які враховують залежність напруженого стану від структурних складових є набір механічних характеристик ( $K_{1C}$ ,  $K_C$ ,  $K_{ISC}$ ,  $K_{th}$ ) механіки руйнування.

Відмінною особливістю операції шліфування є виділення великої кількості теплоти, основна частина якої сприймається оброблюваною деталлю і викликає на окремих її ділянках структурні зміни — припіки. Ці дефекти сприяють зменшенню вихідної твердості поверхні, утворенню розтягуючих залишкових напружень, знижують контактну витривалість, втомну міцність деталей [60,61].

Для великої групи металів і сплавів, не схильних до структурних перетворень у процесі обробки їх шліфуванням характерним видом браку є дефекти типу тріщин, що істотно знижують експлуатаційні властивості виробів.

Характер і інтенсивність тріщиноутворення у виробах багато в чому визначається теплофізичними властивостями оброблюваних матеріалів, їх структурою, спадковістю попередніх та подальших технологічних операцій, їх параметрами. При експлуатації деталей, поверхневий шар яких містить

шліфувальні тріщини, руйнування виробів відбувається за місцями їх скупчення.

Якість поверхневого шару формується під впливом термомеханічних явищ, що супроводжують фінальні операції. Тому в роботах [12, 14,20,23,44] як основний показник фізико-механічного стану оброблюваних поверхонь використовується тепло напруженість алмазно-абразивної обробки. На підставі розроблених моделей температурних полів вивчалися закономірності утворення дефектів типу припиків та технологічні можливості їх усунення залежно від теплофізичних властивостей оброблюваних матеріалів, технологічних параметрів їх обробки

Однак, наявні в даний час моделі теплових процесів алмазно-абразивної обробки отримані в припущенні однорідності матеріалів, що шліфуються і не враховують наявності дефектів технологічної спадковості виробів [27,39]. У зазначених роботах стан поверхневого шару деталі розглядається, в основному, з якісного боку або оцінюється в кожному окремому випадку експериментальними методами. Так, схильність магнітних сплавів до тріщиноутворення при обробці їх шліфуванням пов'язують з особливостями їх магнітної та кристалічної структури, призначеної для отримання високих магнітних властивостей [26]. Відсутність будь-яких кількісних зв'язків тріщиностійкості магнітів з іншими властивостями не дозволяє однозначно користуватися існуючою інформаційною базою бездефектної обробки шліфуванням. Є дослідження впливу структурних перетворень у сталях на утворення шліфувальних тріщин, згідно з якими наявність великої кількості аустеніту у під поверхневому шарі деталей призводить до утворення розтягуючих напруження, які реалізуються у вигляді крихких тріщин [20,28].

Структурні перетворення на матеріалах виробів не є "самостійною" причиною виникнення шліфувальних тріщин, оскільки структурні напруження, що досягають руйнівних значень, формуються протягом значного проміжку часу. Шліфування характеризується короткочасністю, великими

швидкостями нагріву та охолодження, при яких структурні зміни незначні, а термомеханічні напруження досягають граничних значень.

Феноменологічний підхід у вивченні причин тріщиноутворення матеріалів схильних до цього виду дефектів не дозволяє розкрити механізм зародження та розвитку шліфувальних тріщин. Вибір методу дослідження механізму тріщиноутворення ґрунтується на мікродослідженнях, пов'язаних із неоднорідностями, які формуються в поверхневому шарі деталей на попередніх технологічних операціях

Інтенсивність появи тріщин багато в чому визначається наявністю різноманітних неоднорідностей, що виникають у поверхневому шарі по ходу технології виготовлення деталі. Особливо небезпечними з погляду зародження тріщин, є такі спадкові дефекти, як флокени, гострі порожнини, домени, сторонні включення. Тому дослідження процесу тріщиноутворення при шліфуванні з використанням критеріїв механіки руйнування, можливе лише на основі поглибленого вивчення механізму зародження тріщин у вершинах концентраторів, якими є металургійні, структурні та технологічні дефекти.

Для управління якістю деталі під час шліфування необхідно вивчити закономірності формування термомеханічного стану поверхневого шару з урахуванням його неоднорідності. Високопродуктивне бездефектне шліфування матеріалів, чутливих до тріщиноутворення, необхідно здійснювати з урахуванням наслідкових дефектів на граничних режимах, при збереженні рівноважного стану, що ще не викликають утворення тріщин. Досі немає системного забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення.

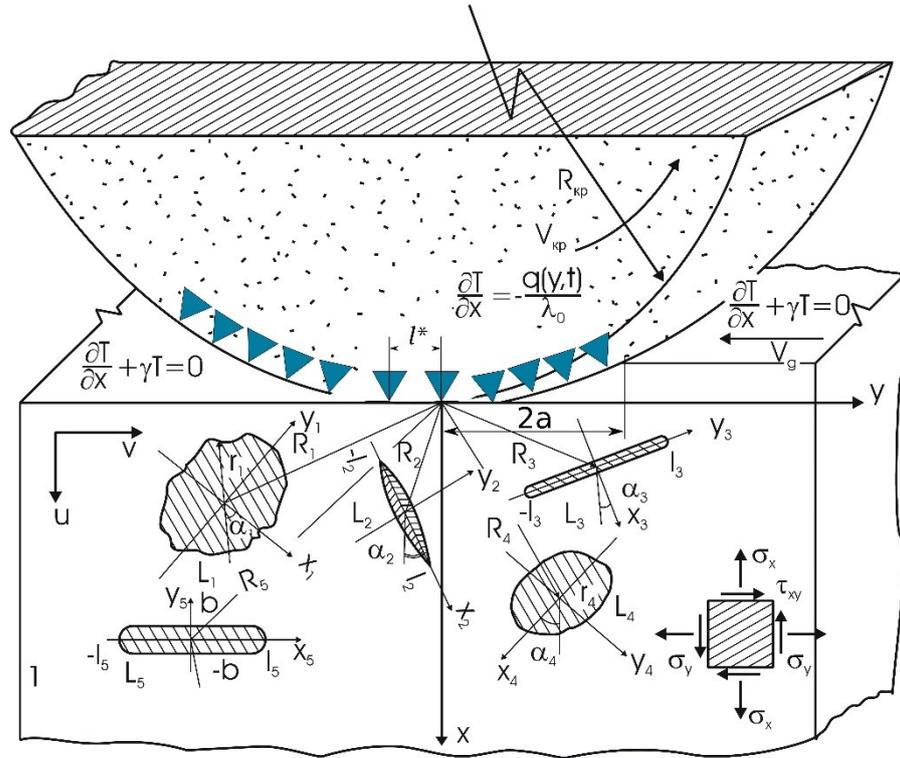
При постановці завдання підвищення якості фінішних операцій деталей виникає проблема оцінки впливу неоднорідностей, вибору технологічних параметрів, які виключають дефектоутворення на оброблюваних поверхнях. Широка номенклатура матеріалів, схильних до тріщиноутворення, різноманіття їх властивостей, розміри, орієнтація, розміщення і розподіл спадкових дефектів сприяли тому, що наявні в даний час рекомендації з

усунення шліфувальних тріщин при обробці поверхонь виробів не є ефективними. У зв'язку із цим необхідно розробити технологічне забезпечення оптимізації термомеханічного стану поверхневого шару виробів з урахуванням спадкових дефектів, що унеможливають виникнення дефектів типу тріщин і припиків на фінішних операціях.

При виборі та обґрунтуванні математичної моделі враховувалося, що процес шліфування деталей супроводжується як тепловими, так і механічними явищами. Однак переважний вплив на напружено-деформований стан поверхневого шару надають температурні поля. Враховуючи те, що основна маса поверхневого шару металу при шліфуванні знаходиться в пружному стані, можна скористатися моделлю термопружного тіла, що відображає взаємозв'язок механічних та теплових явищ при кінцевих значеннях теплових потоків. Так як для досліджень термомеханічного стану прошліфованих поверхонь важливою є інформація про поширення температур і напружень по глибині та в напрямку руху інструменту, то розглядається плоска задача.

При складанні розрахункової схеми (Рис.2.3) допускається, що деталь типу заготовок може бути представлена у вигляді кусково-однорідних умовних шарів, з різними властивостями, розташованих на основному матеріалі-матриці, що дозволяє вивчати термомеханічні процеси при шліфуванні деталей із кількома типами покриттів, завтовшки  $\Delta a_k$  нанесених на основний матеріал. Така схема визначає теплові та деформаційні умови сполучення шарів за межами їх розділу —  $a_k$ . [61,62]

Вплив неоднорідностей у вигляді фазових перетворень нестійких структур, міжзеренних плівок, меж контуру спадкових аустенітних зерен, карбідної строчечності, неметалевих включень, раковин, флоків та інших дефектів, що виникають у поверхневому шарі наявністю в поверхневому шарі включень та дефектів у вигляді умовних тріщин (Рис.2.3).



**Рис. 2.3 Розрахункова схема для визначення термомеханічного стану на фінішних операціях при обробці виробів, верхній шар яких має спадкоємні дефекти**

Система рівнянь, що визначають тепловий та напружено-деформований стан при шліфуванні поверхні деталей, верхній шар яких має неоднорідності типу включень і тріщин, містить [61]:

Рівняння нестационарної теплопровідності:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a^2 \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad \begin{array}{l} 0 \leq x < \infty; \\ -\infty < y < \infty. \end{array} \quad (2.15)$$

Рівняння пружності Ламе у переміщеннях:

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} \frac{1}{1-2\mu} + \Delta \bar{u} = B^T \frac{\partial T}{\partial x}; \quad \bar{u}(x, y) = \frac{u}{2G}; \quad \bar{v}(x, y) = \frac{v}{2G}; \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial y} \frac{1}{1-2\mu} + \Delta \bar{v} = B^T \frac{\partial T}{\partial y}; \quad B^T = \frac{4G(1+\mu)}{1-2\mu} a_k; \quad \Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}, \quad (2.17)$$

де  $T(x, y, \tau)$  — температура в точці з координатами  $(x, y)$  і в будь-який момент часу  $\tau$ ;  $a$  — температуропровідність матеріалу;  $a_t$  — температурний

коефіцієнт лінійного розширення;  $\mu$ ,  $G$  — постійні Ламе;  $u$ ,  $v$  — компоненти вектора переміщень точки  $(x, y)$ ;  $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}$  — оператор Лапласа.

Початкові умови для цього завдання можна взяти у вигляді:

$$T(x, y, 0) = 0. \quad (2.18)$$

Граничні умови для температурних та деформаційних полів, що враховують теплообмін із поверхні поза зоною контакту інструменту з деталлю та інтенсивного тепловиділення в зоні обробки мають вигляд:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{q(y, \tau)}{\lambda}, |y| < a^*, -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + \gamma T = 0, |y| > a^*, \quad (2.19)$$

$$\sigma_x(x, y, \tau)|_{x=0} = \tau_{xy}(x, y, \tau)|_{x=0} = 0, \quad (2.20)$$

де  $q(y, \tau)$  — інтенсивність теплового потоку, що формується в результаті взаємодії круга з деталлю;  $\lambda$  — коефіцієнт теплопровідності матеріалу, що шліфується;  $2a^*$  — довжина зони контакту кола з оброблюваною поверхнею;  $\gamma$  — коефіцієнт теплообміну з навколишнім середовищем;  $\sigma_x$ ,  $\tau_{xy}$  — нормальні та дотичні напруження.

Умови сполучення шарів (покриттів):

для температурних полів	для деформаційних полів
$T^{k-1}(a_k - 0, y, \tau) = T^k(a_k + 0, y, \tau)$	$v_j^{k-1}(a_k - 0, y) = v_j^k(a_k + 0, y)$
$\lambda_{k-q} \frac{\partial T^{k-1}}{\partial x}(a_k - 0, y, \tau) = \lambda_k \frac{\partial T^k}{\partial x}(a_k + 0, y, \tau)$	$\sigma_x^{k-1}(a_k - 0, y) = \sigma_x^k(a_k + 0, y);$
	$\tau_{xy}^{k-1}(a_k - 0, y) = \tau_{xy}^k(a_k + 0, y)$

$$(2.21)$$

де  $\lambda_k$  — теплопровідність  $k$ -го шару;  $\alpha_k$  — товщина  $k$ -го шару;  $v_j^k$  — компоненти переміщень в  $k$ -му шарі.

Для поверхневих шарів, що мають структурні та технологічні неоднорідності, умови розривності рішення залежно від типу дефекту будуть:

на включеннях

$$\langle \bar{v} \rangle = 0, \langle \sigma_x \rangle \neq 0$$

$$\langle \bar{v} \rangle = 0, \langle \tau_{xy} \rangle \neq 0$$

на тріщино-

подібних дефектах

$$\langle \sigma_x \rangle = 0, \langle \bar{v} \rangle \neq 0$$

$$\langle \tau_{xy} \rangle = 0, \langle \bar{v} \rangle \neq 0 \quad (2.22)$$

Гранично рівноважний стан поверхневого шару, що деформується, оцінювалося класичними критеріями міцності.

З наявних критеріїв руйнування, які враховують локальні фізико-механічні властивості неоднорідних матеріалів, найбільш прийнятними для цього випадку є критерії силового підходу, пов'язані з використанням поняття коефіцієнта інтенсивності напруження (КІН) [34,39, 63]. Коли навантаження призводить до того, що інтенсивність напружень  $K_I$  стає рівною граничному значенню  $K_{Ic}$ , то тріщиноподібний дефект перетворюється на магістральну тріщину.

Моделювання впливу вихідної кускової однорідності матеріалів, що шліфуються (деталей із покриттями) на термомеханічні процеси здійснюється методом розривних рішень [36,62]. Під ними розуміються такі рішення, які задовольняють рівняння теплопровідності Фур'є та пружності Ламе всюди, крім меж дефектів. При переході через границю неоднорідностей поля зміщень і напруження зазнають розриви I роду, тобто з'являються їх стрибки  $\langle u \rangle$ ,  $\langle v \rangle$ ,  $\langle \sigma_x \rangle$ ,  $\langle \tau_{xy} \rangle$ .

Застосування узагальнених перетворень Фур'є за змінними  $x$ ,  $y$  до рівнянь (2.15)-(2.21) з урахуванням (2.22) дозволяє отримати рекурентні співвідношення, що зв'язують зміщення та напруження в  $k$ -му шарі з напруженнями та зсувами, що формуються в першому шарі під дією нестационарних температурних полів.

Вплив неоднорідностей у поверхневому шарі сталей та сплавів на інтенсивність тріщино- та сколоутворення при шліфуванні досліджується наступним чином. В умовах нерівномірного нагріву в поверхневому шарі виникають теплові деформації, які спричиняють температурне напруження. Під дією цих напружень, що концентруються в місцях розташування дефектів, і відбувається утворення шліфувальних тріщин.

Найбільший інтерес представляє поведінка напружень в околицях вершин дефектів типу тріщин, гострих включень, структурних

недосконалостей, тобто. особливостей напружень при  $y \rightarrow \pm l_k$ . Характер поля напружень у безпосередній близькості від кінця дефекту, отриманого в рамках класичної теорії пружності, визначається коефіцієнтами інтенсивності напружень  $K_I = iK_{II}$  [63].

Так, дослідження інтенсивності напружень у вершинах дефекту довжиною  $2l$ , розташованого на глибині  $\sigma^*$ , коли на поверхні тіла ( $x = 0, |y| \leq a^*$ ) заданий тепловий потік  $q$ , дозволило встановити граничне значення цього потоку  $q^*$  при якому вказаний дефект починає розвиватися в магістральну тріщину [64]:

$$q^* = \frac{2\sqrt{3}\lambda(1-\nu)K_{4c}}{\alpha_2 El\sqrt{\pi l}\sigma^*} \quad (2.23)$$

Взаємний вплив дефектів на інтенсивність напружень, позначається при розташуванні їх із відривом друг від друга трохи більше  $\sigma^* = \frac{1}{3}$ . При цьому найменша тріщиностійкість матеріалу досягається якщо дефекти орієнтовані відносно один одного під кутом  $\phi = \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{4}$ . Геометрія і властивості включень можуть створювати умови як гальмування, так розвитку шліфувальних тріщин. Якщо тепловий потік спрямований паралельно більшій осі еліптичного включення і прямолінійної термоізолюваної тріщини, то при коефіцієнті лінійного температурного розширення  $\alpha_t^B$  включення більшому, ніж основного матеріалу  $\alpha_t^M$  ( $\alpha_t^B > \alpha_t^M$ ), спостерігається збільшення жорсткості до зростання  $K_I$  щодо різних відносин коефіцієнтів теплопровідності, складових матеріалу.

Це призводить до зниження тріщиностійкості поверхневого шару. Для дефектів типу тріщин, що в шарі з меншим коефіцієнтом  $\alpha_t$ , орієнтація дефекту сильно впливає на величину КІН.

При значному видаленні тріщини, розташованої у більш жорсткому шарі від лінії розділу КІН  $K_I$  приймає максимальні значення, коли дефект орієнтований паралельно цієї лінії, а з наближенням тріщини до межі розділу

максимум  $K_I$  досягається, коли вона стає перпендикулярною даної межі. Якщо ж тріщина знаходиться в менш жорсткому матеріалі, то максимум  $K_I$  досягається, коли тріщина, перпендикулярна лінії розділу. Коефіцієнт  $K_{II}$  стає максимальним при кутах між лінією розділу шарів, близьких до  $\frac{\pi}{6}$ , незалежно від відносної жорсткості шарів [65,66].

Для бездефектної обробки сталей та сплавів, що мають тріщиноподібні дефекти та включення, при виборі режимів обробки та характеристик інструменту слід керуватися граничними значеннями теплового потоку, що формується при шліфуванні, щоб спадкові дефекти не вийшли з рівноважного стану.

Насправді, поверхневий шар шліфованих матеріалів містить неоднорідності й дефектність спадкового походження, що властиво тим чи іншим ступенем випадковості. Особливо істотна стохастичність мікронеоднорідностей у сплавах ЮНДКТ, цементованих сталях, різноманітних покриттях. У цьому випадку використовують гіпотезу найслабшої ланки — дефекту з найбільшим геометричним розміром [67].

Вплив конструктивних параметрів інструменту на термомеханічний стан поверхневого шару визначався за допомогою модельної задачі (2.15)-(2.20), та граничних умов у вигляді:

$$q(y, \tau) = \frac{c\sqrt{\tau}}{\lambda} [H(y) - H(y - 2a^*)] \sum_{k=0}^n \sigma(y + kl - v_{kp}\tau) \quad (2.24)$$

де  $H(y)$  — функція Хевісайда;  $\sigma(y)$  — дельта-функція Дірака;  $n$  — кількість зерен, що проходять у зоні контакту за час  $\tau = \frac{\sqrt{\pi t_{шл}}}{v_{kp}}$ ;  $\lambda$  — теплопровідність матеріалу виробу;  $c\sqrt{\tau}$  — тепловий потік від одиничного зерна;  $v_g, v_{kp}, t_{шл}$  режими шліфування,  $2a^*$  — довжина дуги контакту кола з деталлю;  $l^*$  — відстань між ріжучими зернами. Отримано теоретично й підтверджено експериментально максимальні значення миттєвої температури  $T_M$ , від одиничних зерен до постійної складової —  $T_K$ , які використані надалі

як критеріальні при прогнозуванні умов утворення дефектів типу припиків та глибини їх залягання.

Вплив технологічної спадковості на тріщиностійкість металів при шліфуванні вивчався за допомогою параметра механіки руйнування  $K_{IC}$ , що враховує залежність напружено-деформованого стану від структурних складових поверхневого шару.

Підвищення міцності сталей зі зростанням вмісту вуглецю або зниження температури відпустки після загартування закономірно веде до спаду  $K_{IC}$ , а отже, до посилення процесу тріщиноутворення при їх шліфуванні. Для досягнення належного рівня тріщиностійкості цілком виправданим є використання високого відпущення та покращення таких сталей перед фінішними операціями. Такі заходи дозволяють усунути схильність цих сталей до появи шліфувальних тріщин.

Сталі в стані оберненої відпускнуї крихкості особливо схильні до інтенсивного виникнення шліфувальних тріщин. Дослідження поверхонь руйнування зразків зі сталі в цьому стані показали, що збільшення тривалості відпустки викликає суттєві зміни в мікроструктурі сталі. У сталі без термічної обробки тріщини розвиваються по в'язкому мікромеханізму, а в стані ТО відпускнуї крихкості — переважаючим ставало руйнування шляхом міжзеренного сколу й розтріскування карбідних частинок.

Вплив домішок на тріщиностійкість сталей і сплавів є значним.

Так, зокрема, встановлено негативний вплив вмісту сірки (0.008 — 0.009 %) у високоміцних сталях типу 18X2H4BA на їхню тріщиностійкість. На підставі фрактографічних досліджень показано, що осередками мікроруйнування в цих сталях є сульфідні включення.

Легування сталей, що супроводжується подрібненням зерна, сприяє певною мірою зростання  $K_{IC}$ .

Підвищення чистоти сплавів по домішках завжди поєднує з одночасним зростанням тріщиностійкості та короткочасної міцності. Таким же

сприятливим фактором у зниженні схильності сталей до тріщиноутворення при їх шліфуванні є обробка поверхневого шару на наддрібне зерно. Подрібнення зерна сталі шляхом циклічної електротермічної обробки від 15 — бала (1 – 2 мкм), забезпечує підвищення  $K_{Ic}$  на 40–50 % і вихід придатних виробів із матеріалів, що особливо чутливі до шліфувальних тріщин, збільшується у 2.5 – 3 рази.

Усунення зернограничної крихкості, до якої схильні високоміцні сплави можна здійснити підвищенням температури відпустки або високотемпературною термомеханічною обробкою, що сприяє деформації меж аустенітного зерна, унаслідок чого гладкі межі піддаються фрагментації і набувають специфічної зубчастості. Це призводить до зростання міцності границь та усунення зернограничного руйнування при шліфуванні таких сплавів.

Кількісні оцінки тріщиностійкості магніто твердих сплавів проводилися залежно від способів отримання заготовок та подальшої їхньої термообробки на  $\gamma$ -фазу, термомагнітної обробки на  $a + a'$  фазу при різних режимах відпустки і швидкості охолодження. Контрольованими параметрами при цьому були значення напруження вигину  $\sigma_{\text{виг}}$ , розтягування  $\sigma_p$ , коефіцієнта  $K_{Ic}$  та характеристики магнітних властивостей — коерцитивна сила матеріалу по намагніченості  $h_c$  і залишкова індукція  $B_r$ . Експериментальні дані свідчать, що значення  $K_{Ic}$  — різні для моно- та полікристалів ЮНДКТ у стадії заготівки. Це пов'язано з тим, що відсотковий зміст неметалевих включень у сплавах, отриманих різними способами змінюється в широких межах. Фазовий склад даних сплавів змінює значення коефіцієнта  $K_{Ic}$ . Так, для полікристалів у вихідному стані  $K_{Ic} = 30$  МПа м, у той час, як наявність  $\gamma$ -фази підвищує  $K_{Ic}$  до 97 МПа м. Встановлено, що  $\gamma$ -фаза, будучи пластичніше, по порівняно з основною матрицею даного сплаву, сприяє гальмування мікротріщин [68].

Тому аналіз структури технологічного процесу виготовлення магнітів є важливим етапом у виявленні резервів підвищення виходу придатних магнітів

на операціях остаточного шліфування, так як основні дефекти — тріщино- і сколоутворення виникають саме при остаточній обробці даних магнітів.

Заготівлі постійних магнітів зі сплавів алніко й тикональ одержують, головним чином, методом лиття. У даний час використовуються такі способи лиття — відкритий і вакуумний. Найбільш поширеним відкритим способом лиття є плавка [29].

Фрактографічний аналіз зламів у стані  $\gamma$ -фази показує, що зона руйнування носить інтеркристалічний характер із вираженими лініями ковзання. Однак наявність цієї фази в сплаві ЮНДКТ знижує коерцитивну силу на 40 %, залишкову магнітну індукцію — на 15–20 % і максимальну магнітну енергію більш ніж на 60 %. Тому ці сплави піддаються надалі термомагнітної обробки. Особливістю структури високо коерцитивного стану сплавів, що розглядаються, є періодичне чергування еліптично образних частинок  $\alpha'$ -фази, оточених матрицею  $\alpha$ -фази. Подальша обробка цих сплавів шліфуванням викликає формування дефектів типу тріщин у поверхневому шарі. Причому, інтенсивність тріщино утворення пов'язана з режимами термообробки, які, у свою чергу, впливають на розміри частинок  $\alpha'$ -фази й напрям ТМО по відношенню до поздовжньої подачі при шліфуванні. Домінуючими технологічними параметрами, що впливають на тріщиностійкість та контактну температуру є глибина шліфування та характеристики круга. Так, у разі шліфування з різною глибиною алмазними кругами тріщиностійкість змінюється незначно, на відміну від діапазону зміни  $K_{Ic}$  при обробці кругами 24A25CM18K5. Контактна температура в першому випадку істотно нижча, ніж у другому.

На основі побудованої моделі вивчено механізм виникнення шліфувальних тріщин із позицій впливу геометрії та фізичних властивостей  $\alpha'$ -фази та її орієнтації по відношенню до напрямку шліфування даних магнітів у висококоерцитивному стані. При цьому використані також умови рівноваги структурних складових  $\alpha'$ -фази залежно від домінуючих факторів процесу

шліфування і в'язкості руйнування  $K_{Ic}$ , магніту, виконання яких не призводить до виникнення тріщин на оброблюваній поверхні.

Розробка технологічних критеріїв для управління процесом бездефектного шліфування може здійснюватись на базі встановлених функціональних зв'язків між фізико-механічними властивостями оброблюваних матеріалів та основними технологічними параметрами.

Якість оброблюваних поверхонь буде забезпечено, якщо за допомогою керуючих технологічних параметрів підібрати такі технологічні умови обробки (режими, мастильно-охолоджувальні середовища та характеристики інструменту), що поточні значення температури шліфування  $T(x, y, \tau)$ , теплового потоку  $q(y, \tau)$ , напружень  $\sigma(M)$  і коефіцієнта  $K_{Ic}$  не перевершуватимуть своїх граничних значень.

Реалізація системи обмежуючих нерівностей за величинами самої температури та глибини її поширення у вигляді:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{v_{kp}}\right) \times H\left(\frac{L + kl}{v_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(x, y, \tau, \tau') d\tau' \leq [T]_M \quad (2.25)$$

$$T([h], 0, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{v_{kp}}\right) \times H\left(\frac{L + kl}{v_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \psi(x, \tau, \tau') d\tau' \leq [T]_{c.n.} \quad (2.26)$$

$$T_k(0, y, \tau) = \frac{Cv_{kp}}{\pi\lambda\sqrt{v_g}} \int_a^\tau \int_{-e}^e \frac{\chi(\eta, t) e^{\frac{(y-\eta)^2}{4(\tau-t)}}}{2\sqrt{\pi(\tau-t)}} \times \left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi(\tau-1)}} + \gamma e^{\gamma^2(\tau-t)} [1 + \Phi(\gamma\sqrt{\tau-t})] \right\} d\eta dt \leq [T] \quad (2.27)$$

$$T_k^{max}(L, 0) = \frac{Cv_{kp}\alpha}{\lambda v_q^2} \sqrt{\frac{\alpha}{\pi}} \left[ 1 - \exp\left(-\frac{v_q\sqrt{Dt_{gr}}}{\alpha}\right) \right] \leq [T] \quad (2.28)$$

дозволяє уникнути утворення шліфувальних припиків і може послужити основою для проектування циклів шліфування за тепловим критерієм.

Обробку матеріалів і сплавів без шліфувальних тріщин можна забезпечити, якщо обмежити граничними значеннями, що формуються в зоні інтенсивного охолодження напруження:

$$\sigma_{max}(x, \tau) = 2G \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \alpha_t T_k \operatorname{erf} \left( \frac{x}{2\sqrt{\alpha\tau}} \right) \leq [\sigma_i] \quad (2.29)$$

У разі домінуючого впливу спадкової неоднорідності на інтенсивність утворення шліфувальних тріщин, необхідно користуватися критеріями, до структури яких входять детерміновані зв'язки технологічних параметрів та властивості самих неоднорідностей. Як такі можна використовувати обмеження коефіцієнта інтенсивності напружень:

$$K = \frac{1}{\pi\sqrt{l}} \int_{-e}^e \sqrt{\frac{l+t}{l-t}} \sigma_x, \sigma_y dt \leq K_{Ic} \quad (2.30)$$

або забезпечення за допомогою керуючих технологічних параметрів граничного значення теплового потоку, при якому зберігається рівновага структурних дефектів:

$$q^* = \frac{P_z v_{kp} \alpha_s}{\sqrt{Dt_{gr}}} \leq \frac{\sqrt{3}\lambda K_{Ic}}{Hl\sqrt{\pi l}\sigma} \quad (2.31)$$

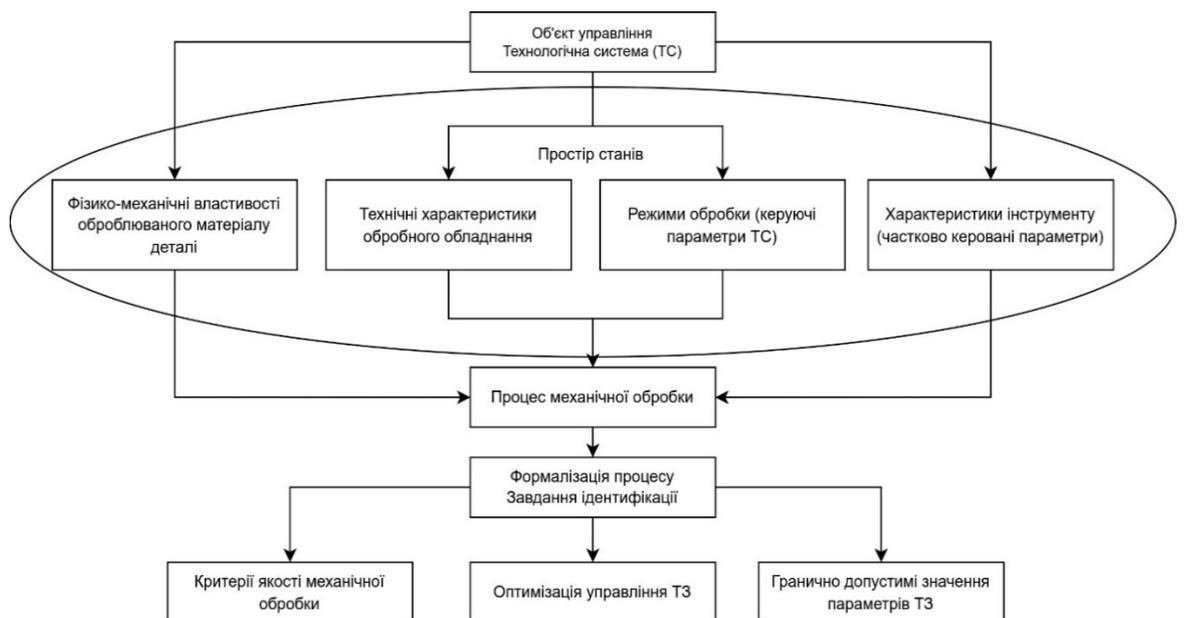
Умови бездефектного шліфування можна реалізувати, використовуючи інформацію про структуру матеріалу, що обробляється. Так, у разі превалюючого характеру структурних недосконалостей довжиною  $2l$ , їх регулярного розташування щодо зони контакту інструменту з деталлю, можна як критеріальне співвідношення використовувати умову рівноваги дефекту у вигляді:

$$l_0 < \frac{K_C^2}{x[GT_k(1 + \nu)\alpha_t]^2} \quad (2.32)$$

У цій формулі технологічна частина міститься у зв'язку з величиною контактної температури  $T_k$  з умовами обробки.

Наведені нерівності можуть бути інформаційною базою для визначення зв'язків температурного та силового полів із керуючими, технологічними параметрами. Вони задають область поєднань цих параметрів, які відповідають отриманим термомеханічним критеріям. При цьому враховуються властивості матеріалу, що обробляється, і гарантуються забезпечення необхідної якості виробів.

На основі отриманих критеріальних співвідношень побудовано алгоритм забезпечення якості поверхневого шару деталей при шліфуванні з урахуванням максимальної продуктивності обробки (Рис. 2.4).



**Рис. 2.4** Алгоритм забезпечення якості механічної обробки за оптимально допустимих параметрів технологічної системи

### **2.3. Оптимізація умов бездефектної обробки при шліфуванні постійних магнітів**

У сучасному приладобудуванні, апаратобудуванні, електротехніці, верстатобудуванні, радіоелектроніці широко застосовуються постійні магніти з литих високо коерцитивних і особливо вис коерцитивних анізотропних

сплавів. Область застосування цих магнітів продовжує неухильно розширюватися, зокрема, у зв'язку з розвитком космічних технологій [69].

Технологія виробництва постійних магнітів носить точний характер і заснована на екстремальних залежностях фізико-механічних властивостей магнітів від складу сплаву кристалічної структури і температуро-силових факторів при їх обробці. В умовах виробництва з дуже великою номенклатурою магнітів за масо габаритними характеристиками і різноманітністю способів їх виробництва вкрай складно здійснити оптимальні технологічні режими, необхідні для сплаву цього складу [70].

Тому для фахівців, що працюють в області виробництва і розробки постійних магнітів, важливо усвідомлено контролювати технологічні процеси і їх коригування по відношенню до різних типів магнітів.

Особливо актуальною є задача пошуку оптимальних умов для якісної (бездефектної) і продуктивної обробки магнітів на оздоблювальних операціях, зокрема, при шліфуванні.

Дослідження і аналіз якості попередньої і кінцевої розмірної обробки постійних магнітів в ряді виробництв показують, що основними дефектами магнітів є мікро тріщини і поверхневі тріщини, відколи [71].

Дослідження впливу попередніх видів обробки на процес крекінгу при шліфуванні високо коерцитивних магнітів слід проводити на основі таких критеріїв, які одночасно служили б характеристикою механічних властивостей матеріалу в цілому і відображали вплив морфології самих сплавів. Такий підхід дає можливість виявити додаткові резерви поліпшення механічних властивостей магнітів на кожній з технологічних операцій, що передують шліфуванню, і встановити фактичний вплив абразивної обробки на виникнення тріщин.

Основні властивості і характеристики якості поверхні - шорсткість, мікротвердість, величина і знак внутрішніх технологічних напружень, наявність включень та інші структурні недосконалості залежать від видів і режимів термічної обробки (ТО), термомагнітної обробки (ТМО) і механічної

обробки і зумовлюють залежність експлуатаційних характеристик виробів з магнітів від технології їх виготовлення [72,73]. .

Зміни способів плавки, режимів обслуговування, ТМО і грубого шліфування викликають відповідну зміну окремих якісних характеристик поверхні, що в свою чергу впливає на інтенсивність розтріскування при оздоблювальних операціях, зокрема, при остаточному шліфуванні.

Для доцільного використання явища технологічної спадковості при виготовленні магнітів необхідно встановити прямі зв'язки в першу чергу між якістю оброблюваної поверхні і домінуючими параметрами технологічного процесу [74,75].

Особливості фізико-механічних властивостей твердих магнітних сплавів ЮНДК35Т5 типу (висока крихкість, низька міцність, відносно низькі значення теплопровідності і теплодифузії) відносять їх до трудно оброблюваних матеріалів.

Тому аналіз структури технологічного процесу виготовлення магнітів є важливим етапом виявлення резервів підвищення виходу відповідних магнітів при кінцевих операціях шліфування, так як основні дефекти - розтріскування і відколи виникають саме при остаточній обробці цих магнітів.

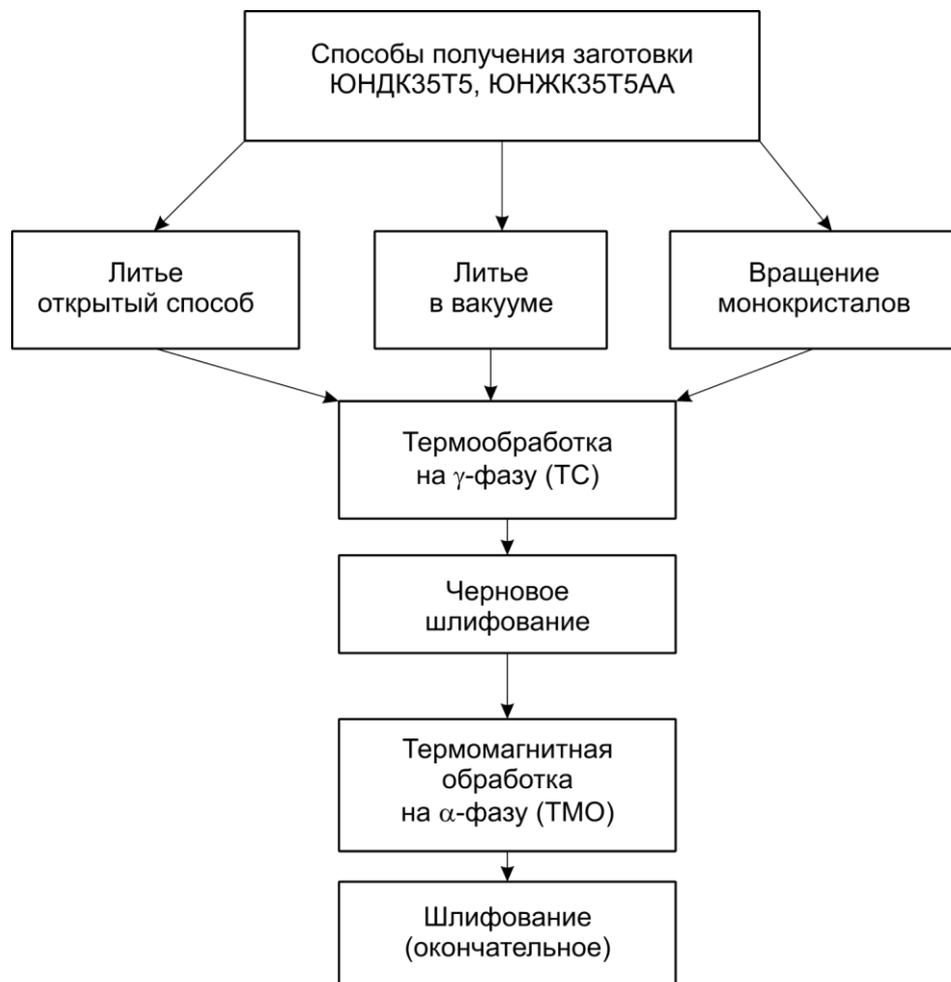
На рис.2.5. Наведено структуру технологічного процесу виготовлення магнітів. Заготовки постійних магнітів зі сплавів альніко і тіконал отримують в основному литтям. В даний час застосовуються такі способи лиття - відкритий і вакуумний. Найпоширенішим способом відкритого лиття є кислотно-тигельне плавлення. Поширенню цього способу виплавки сприяє порівняльна простота технологій і висока температурна стійкість тиглів. До недоліків кислотної плавки можна віднести наступне: що він дає найбільш забруднений метал.

Виплавка сплавів ЮНДКТ в вакуумних печах все частіше використовується в технології виробництва магнітів. Це пов'язано з тим, що при вакуумному плавленні UNDC35T5 сплаву кількість неметалевих включень

на 70 % менше, а схильність до розтріскування і відколів при обробці таких магнітів значно нижче, ніж в разі відкритого плавлення в кислотному тиглі.

Вирощування монокристалів є більш прогресивним методом отримання заготовок. Теоретично цей процес зводиться до створення таких умов, при яких атоми розплаву «застигають» на монокристалічному носії, відтворюючи структуру решітки. Типова технологія цього методу отримання монокристалів включає наступні операції:

1) На дно тигля встановлено монокристалічну затравку з кристалографічною орієнтацією  $/100/$ , паралельно осі тигля і хімічним складом, відповідним розплавляється сплаву;



**Рис. 2.5 Структура технологічного процесу виготовлення магнітів ЮНДКТ**

2) У вакуумну камеру встановлюється тигель з вмістом, графітовий нагрівач і теплоізоляційний екран. Графітовий тигель нагрівається і

переміщається. Отриманий монокристал охолоджують до кімнатної температури. затравку і верхню частину злитка видаляють.

Виробництво таких магнітів пов'язане з розробкою анізотропних сплавів типу ЮНДКТ для виробів, де потрібні високі магнітні властивості магнітів з простою геометрією.

Для подальшої механічної обробки (грубого шліфування) заготовки зі сплавів ЮНДКТ піддають термічній обробці: загартування і відпустці. Основною метою даної операції є підвищення в'язкості і пластичності сплаву. В іншому випадку при грубому шліфуванні практично всі заготовки схильні до розтріскування і відколів через високу крихкість [76].

Завданням термомагнітної обробки ЮНДК сплавів є отримання оптимальної структури, що визначає необхідний рівень магнітних властивостей. При цьому, крім всіх видів анізотропії, в матеріалі також утворюється зовнішня або індуквана одновісна анізотропія, обумовлена текстурою продуктів ( $\alpha + \alpha'$ ) -перетворень. Важливо підтримувати оптимальну температуру високо коерцитивного перетворення. Для сплавів ЮНДКТ вона знаходиться в межах  $860^\circ - 800^\circ \text{C}$ . У цьому діапазоні є умовна точка Кюрі. Сплави ЮНДКТ дуже чутливі до впливу зовнішнього магнітного поля саме при температурі, близькій до точки Кюрі [77].

Шліфування магнітів в сильно коерцитивному стані пов'язана з низькою продуктивністю і відносно великою кількістю дефектів тріщин і відколів. Вплив морфології і утворення неметалічних включень істотно впливає на утворення шліфувальних тріщин при обробці деталей з магнітів.

Морфологія, тобто механізм кінетики  $\alpha \rightarrow \sigma + \gamma$  [ТО]  $\rightarrow \alpha + \alpha'$  [ТМО] - перетворення, істотно впливає на структуру сплавів ЮНДКТ і, отже, визначає технологічні умови бездефектного шліфування виробів від магнітів.

Проаналізуємо причини утворення тріщин при шліфуванні твердих магнітних сплавів в залежності від технології їх виготовлення і структурної неоднорідності, що супроводжує технологічний процес, від механізму

зародження мікротріщин і розвитку їх в основні. Також встановимо вплив морфології і неметалевих включень на інтенсивність появи шліфувальних тріщин. Для цього необхідно отримати залежності в сукупності з експериментальними дослідженнями, які б теоретично визначали області комбінацій технологічних параметрів, що забезпечують необхідну якість оброблюваних поверхонь і побудувати алгоритм вибору цих параметрів з умови максимальної ефективності процесу шліфування.

Справді ( $\alpha \rightarrow \alpha + \gamma$ ) - перетворення відповідають зростанню нової фази, яка відрізняється від  $\alpha$ -матриці як складом (збагаченої залізом), так і типом і параметрами кристалічної решітки (ГЦК). При цьому  $\gamma$ -фаза має певну кристалографічну залежність з  $\alpha$ -матрицею. Крім того,  $\gamma$ -фаза надає сплавам велику пластичність за рахунок того, що вона має більш високу пластичність, ніж основа  $\alpha_\gamma$ -фаза. Неоднорідність структури сплаву в  $\alpha_\gamma$  стані-фазі визначає також його фізико-механічні характеристики. Часткові  $\alpha_\gamma$  фази сплаву ЮНДКТ мають розмір від 1,4÷мкм (при температурі відпалу 900 °С) до 25,30 мкм (при 1200 °С). Присутність цих частинок в умовах комплексно-силового і термічного напруженого стану поверхневого шару на стадії грубого шліфування може викликати зародження мікротріщин по границях фази  $\gamma$  з  $\alpha$ -матрицею. І ймовірність появи цих мікротріщин буде тим більше, чим більше розмір частинок  $\alpha_\gamma$ - фаз і величини динамічних напружень, що утворюються під дією термомеханічних процесів, що супроводжують операцію шліфування. Частинки  $\alpha'$  - фази після термічної обробки без магнітного поля мало впливають на якість поверхні при грубому шліфуванні через їх малих розмірів (на два порядки менше розмірів частинок  $\alpha_\gamma$ ) і різної орієнтації в  $\alpha$ -матриці.

При термомагнітній обробці  $\alpha$  сплавів частинки  $\alpha'$ -фази орієнтуються по напрямку, що становить найменший кут з напрямком магнітного поля. В результаті відбувається індукована одновісна магнітна анізотропія. Особливістю будови високо коерцитивного стану цих сплавів є періодичне чергування паличкоподібних частинок  $\alpha'$  - фаз, оточених матрицею  $\alpha$ -фази. У

таблиці 1 наведені середні розміри частинок, визначені електронно-мікроскопічними зображеннями та рентгеноструктурним аналізом сплавів типу ЮНДКТ.

Магнітна анізотропія, характерна для висококоерцитивного стану, формує в цих сплавах механічну і теплофізичну анізотропію.

**Таблиця 2.1. Середні розміри частинок сплава ЮНДКТ із електронно мікроскопічних знімків.**

Сплав	$H_{CB}$ ка/м	Середні розміри частинок	l/d	Константи решітки НМ			Обсяг ( $V_{\alpha}V_{\alpha'}$ )
				C	$\alpha\alpha'$	$\alpha\alpha$	$V_c$
ЮНДК 30T5	95	0,035x0, 0,035x0,3	10-12	0,287	0,286	0,291	0,031
ЮНДК 35T5	115	0,03x0, 03x0,4	13-16	0,287	0,285	0,291	0,031
ЮНДК 40T5	145	0,02x0, 02x0,7	30-35	0,287	0,285	0,291	0,041
ЮНДК 42T8	150	0,03x0, 03x1,0	33-40	0,287	0,285	0,292	0,050

Це, в свою чергу, сприяє тому, що якість поверхневого шару залежить від напрямку шліфування магнітів в цьому стані. Визначення відносного напрямку обробки за обраним критерієм, що характеризує якість полірованих поверхонь, зменшить дефекти основних дефектів, таких як тріщини і підпали, і підвищить вихід придатних виробів.

Поява макро- і мікротріщин на шліфувальних поверхнях магнітів також є наслідком концентрації термомеханічних напружень в місцях скупчення різних неметалічних включень, таких як сульфіди, нітриди, карбіди, а також пори і мікрооболонки. Коефіцієнт інтенсивності напружень відображає технологічну спадковість для твердих магнітних сплавів.

Дослідження авторів [78, 79] показали, що на механічні властивості магнітів типу ЮНДК, ЮНДКТ впливає безліч факторів, починаючи з методів лиття, кількості неметалевих включень, режимів термічної обробки, режимів грубого шліфування і методів. Вплив багатьох з них на такий показник механічної міцності, як межа міцності на розрив  $[\sigma]_p$  або при згинанні  $[\sigma]_{\text{виг}}$ , які були обрані в якості критеріїв технологічної спадковості була незначною, в той час як схильність самого магніту до розтріскування була відчутною. Це пов'язано з тим, що в якості вихідних були прийняті досить грубі критерії, які відображають інтегральні властивості магнітів в процесі технологічного процесу і менше реагують на зміни поверхневого шару.

Для оцінки технологічної спадковості, яка проявляється не тільки в зміні фізико-механічних властивостей матеріалу по всьому перетину, але і від поверхні, необхідно вибирати більш чутливі критерії, що відображають в диференціальному вигляді ті зміни з матеріалом, які відбуваються в ході технології виготовлення деталей. Якщо взяти до уваги, що в якості оцінки спадковості для твердих магнітних сплавів необхідно орієнтуватися на крихкість цих магнітів, що змінюється від експлуатації до експлуатації, то стає очевидним, що найбільш прийнятним критерієм є тріщиностійкість. Причому методи оцінки цього критерію більш досконалі і цей критерій більш «тонкий» у визначенні властивостей магнітів з поверхні. Найголовнішою перевагою цього критерію є те, що він дуже чутливий до різного роду дефектів матеріалу, закладених кожною операцією, а його величина залежить від геометрії цих дефектів.

Розглянемо побудову теоретичного значення цього критерію - коефіцієнта інтенсивності напруги [64]:

$$K_1(P, a, l) = \lim_{s \rightarrow 0} \sqrt{2\pi s} \sigma_y(x, y, \tau)$$

Тут  $S$  - нормальна відстань до контуру дефекту в його площині  $Z = 0$ ;  
 $\sigma_y(x, y, 0)$  - Нормальні напруги в площині тріщиноподібного дефекту  $Z = 0$ .

Оскільки цей коефіцієнт є функцією зовнішніх навантажень  $P$ , величини дефекту  $l$  і параметрів геометрії виробів, знайдених з рішення термомеханічної задачі, то умова локального руйнування по контуру дефекту в принципі дозволяє визначити розвиток цього дефекту і, зокрема, знайти комбінацію зовнішніх навантажень, яка, з одного боку, визначається параметрами технологічного процесу, а з іншого - розділяє ділянки сама по собі стабільність і нестабільність стану продукту з тріщино подібними дефектами. Іншими словами, якщо магніт пройшов весь цикл технологічного процесу до остаточної операції шліфування, і в ході нього придбав деякі структурні дефекти, такі як неметалеві включення на стадії плавки, мікротріщини - при термічній обробці і грубому помелі, анізотропність і неоднорідність - при ТМО, то інтенсивність розтріскування при остаточному шліфуванні цього магніту буде визначатися величиною цих дефектів  $2l$ , величиною термомеханічних напружень, що виникають при шліфуванні, і значення коефіцієнта тріщиностійкості  $K_{1C}$  цього магніту. Значення характеристики тріщиностійкості  $K_{1C}$ , по суті, вона відображає всі накопичені дефекти конструкції [80].

Кількісно оцінити тріщиностійкість сплавів ЮНДКТ в залежності від способів отримання заготовок і їх подальшої термічної обробки на  $\gamma$  - фазу, термомагнітної обробки на  $\alpha+\alpha'$  - фазу була проведена наступна робота.

Призматичні зразки монокристалів ЮНДКТ35Т5АА і полікристалів ЮНДКТ35Т5, отримані відкритим плавленням в кислотному тиглі, піддавалися термічній обробці на  $\gamma$  - фазу, термомагнітної обробки на  $\alpha+\alpha'$  фазу, при цьому, варіюючи режими обслуговування і ТМО, режими відпустки і швидкість охолодження, вони піддавалися механічним випробуванням магнітних властивостей.

При цьому контрольованими параметрами були значення коефіцієнта тріщиностійкості  $K_{1C}$  напруги на вигин,  $\sigma_{\text{виг}}$ , розтягування  $\sigma_p$  і характеристики

магнітних властивостей - коерцитивна міцність матеріалу по відношенню до намагніченості  $H_C$ , залишкова індукція  $B_r$ .

Експериментальні дані, наведені в роботі [81] показують, що значення коефіцієнта тріщиностійкості різні для моно- і полікристалів ЮНДКТ в стадії заготовки. Це пов'язано з тим, що процентний вміст неметалічних включень в сплаві варіюється досить широко в залежності від способу отримання матеріалу.

Фазовий склад цих сплавів змінює значення коефіцієнта тріщиностійкості в широкому діапазоні. Отже, для полікристалів в початковому стані  $K_{1C} = 30 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$  у той час при наявності  $\gamma$ -фази підвищує коефіцієнт тріщиностійкості,  $K_{1C}$  до  $97 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$ . Пояснення цього факту криється в тому, що  $\gamma$ -фаза, будучи більш пластичною, ніж основна матриця цього сплаву, сприяє гальмуванню мікротріщин. Однак присутність цієї фази в сплаві ЮНДКТ знижує коерцитивну силу на 40%, залишкова магнітна індукція 15-20% і максимальна магнітна енергія більше 60%. Тому наявність  $\gamma$ -фази в готових магнітах не допускається.

У зв'язку з цим магніти піддавалися термомагнітній обробці (ТМО) в постійному магнітному полі.

Вплив термомагнітних полів істотно впливає на механічні властивості досліджуваних магнітів. Таким чином, основний параметр тріщиностійкості  $K_{1C}$  змінюється при цьому по відношенню до магнітів  $K_{1C}$  в  $\gamma$ -фазному стані в 2-3 рази. Полікристали в залежності від режимів термомагнітної обробки (час витримки при нагріванні  $\tau_2$  і при відпустці  $\tau'$  і типу охолодження або на повітрі) мають значення коефіцієнтів тріщиностійкості від  $35 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$  до  $65 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$ . При цьому їх магнітні властивості змінюються в меншому діапазоні. Інші механічні характеристики мають значно менший розкид значень ( $\sigma_{pr}$ -20%,  $\sigma_{изг}$ - 35 %).

Не можна не відзначити благотворний вплив повторного ТМО на механічні властивості магнітів. Однак це знижує магнітні властивості цих сплавів і збільшує вартість їх виготовлення.

Аналізуючи результати експериментальних досліджень для визначення впливу напрямку термомагнітної обробки на тріщиностійкість магнітів, необхідно вказати помітну різницю значень  $K_{IC}$  залежно від напрямку магнітного поля. Таким чином, в разі випробування зразків з поздовжнім напрямком ТМО  $K_{IC}$  дорівнював  $53 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$  для полікристалів і  $145 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$  монокристалів. У той час як поперечний напрямок ТМО знижує  $K_{IC}$  для сплавів відповідно до  $37 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$  і  $100 \text{ МПа} \cdot \sqrt{M}$ . Пояснюється це тим, що напрямок доменів в основній матриці Fe в сумі доповнює анізотропію механічних властивостей цих сплавів. При шліфуванні таких магнітів необхідно враховувати напрямок ТМО і узгоджувати напрямок обробки з напрямком, що забезпечує максимальний опір руйнуванню самих магнітів.

Щоб визначити напрямок шліфування, при якому магніти мають максимальну тріщиностійкість, розглянемо вплив термомагнітної обробки на їх стійкість до руйнування після ТМО.

При термічній обробці без магнітного поля частинки  $\alpha'$  - фази орієнтуються довгими осями вздовж кристалографічних напрямків типу  $\langle 100 \rangle$ . При термомагнітній обробці сплавів, частинки  $\alpha'$ -фази орієнтуються вздовж напрямку  $\langle 100 \rangle$ , складаючого найменший кут з напрямком магнітного поля. В результаті виникає індукована одновісна магнітна анізотропія.

Особливістю будови високо коерцитивного стану розглянутих сплавів є періодичне чергування еліптичних частинок  $\alpha'$ -фази, в оточенні матриці  $\alpha$ -фази.

Подальша обробка цих сплавів шліфуванням сприяє утворенню таких дефектів, як тріщини в поверхневому шарі [81]. Причому інтенсивність крекінгу пов'язана з режимами термічної обробки, які в свою чергу впливають

на розмір частинок  $\alpha'$ -фази і напрямок ТМО по відношенню до продольної подачі при шліфуванні.

Розглянемо механізм виникнення шліфувальних тріщин з позицій впливу геометрії  $\alpha'$ -фази і її орієнтації по відношенню до напрямку шліфування цих магнітів в коерцитивному стані [82].

Для цього формалізуємо реальний процес шліфування магнітів, представляючи їх у вигляді деяких крихких твердих тіл з періодичною системою загострених дефектів однакової довжини і кутів нахилу до осі X, яка проходить через центри цих дефектів (рис. 2.6).

Відстань між центрами сусідніх дефектів однакова і дорівнює  $d[d_{nk}e^{i\beta nk} = (n - K)d]$ . Виходячи з припущення, що до всіх дефектів прикладена самоврівноважене навантаження ( $P_K(x_K) = P(x_K)$ ), функція розриву зміщення  $\langle U_K(x) \rangle = U(x_K)$  і для їх визначення досить розглянути лише одне інтегральне рівняння виду [83]:

$$\int_{-l}^l [\langle U'_k(t) \rangle K(t-x) + \langle \overline{U'_k(t)} \rangle L(t-x)] dt = \pi P(x), \quad |x| < l \quad (2.33)$$

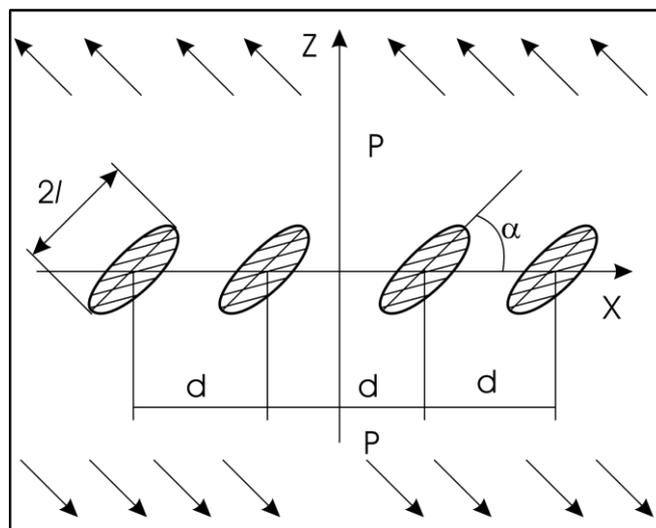


Рис. 2.6. Розрахункова схема для аналізу впливу ТМО і її напрямлення на механізм формування шліфовочних тріщин

де

$$\begin{aligned} K(x) &= \frac{1}{x} + \frac{1}{2} \sum_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{1}{x + kde^{i\alpha}} + \frac{1}{x + kde^{-i\alpha}} \right) \\ L(x) &= \frac{1}{2} \sum_{-\infty}^{\infty} \left( \frac{1}{x + kde^{i\alpha}} - \frac{x + kde^{-i\alpha}}{(x + kde^{i\alpha})^2} \right) \end{aligned} \quad (2.34)$$

Скористаємося відомими співвідношеннями [84]

$$\begin{aligned} ctgz &= \frac{1}{z} + \sum_{k=-\infty}^{\infty} \left( \frac{1}{z - \pi k} + \frac{1}{\pi k} \right) \\ \cos ec^2 z &= \frac{1}{z^2} + \sum_{k=-\infty}^{\infty} \frac{1}{(z - \pi k)^2} \end{aligned} \quad (2.35)$$

Символ  $\Sigma'$  означає, що при  $k = 0$  член дорівнює нулю.

Після нескладних перетворень в (2.35) отримуємо:

$$\begin{aligned} K(x) &= \frac{\pi}{2d} \left( e^{i\alpha} ctg \frac{\pi x e^{i\alpha}}{d} + e^{-i\alpha} ctg \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \right) \\ K(x) &= \frac{\pi}{2d} (e^{-i\alpha} - e^{-3i\alpha}) \left( ctg \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} - \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \cos ec^2 \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \right) \end{aligned} \quad (2.36)$$

Таким чином, проблема визначення напружено-деформованого стану поверхневого шару полірованих магнітів в сильно коерцитивному стані зводиться до визначення напружено-деформованого стану пружної площини, ослабленої періодичною системою включень. Рішення останньої зводиться до знаходження функції  $\langle U'_k(x) \rangle$  яка визначає форму виникаючої тріщини з сингулярного інтегрального рівняння (1), ядра якого визначаються формулами (2.36).

У рівнянні (2.33) перейдемо до безрозмірних змінних  $\xi = t/l$  и  $\eta = x/l$ :

$$l \int_{-1}^1 \left[ \langle U'_k(\xi) \rangle K(l\xi - lr) + \langle \overline{U'_k(\xi)} \rangle LI(\xi - r) \right] d\xi = \pi P(r) \quad (2.37)$$

Для ядер  $K(l\xi)$ ,  $L(l\xi)$  при  $\lambda = 2l/d < 1$  справедливе зображення:

$$\begin{aligned} lK(l\xi) &= \frac{1}{\xi} + m(\xi) \\ m(\xi) &= \lambda \sum_{k=1}^{\infty} a_k (\lambda \xi)^{2k-1}; \quad lL(l\xi) = \lambda \sum_{k=1}^{\infty} b_k (\lambda \xi)^{2k-1} \end{aligned} \quad (2.38)$$

де

$$a_k = -\frac{\pi^{2k} B_k \cos 2k\alpha}{(2k)!}; \quad b_k = -\frac{k\pi^{2k} (1 - e^{-2i\alpha}) e^{-2ik\alpha} B_k}{(2k)!} \quad (2.39)$$

$B_k$  - числа Бернуллі [57].

Перепишемо рівняння (2.37) таким чином:

$$\int_{-1}^1 \frac{\langle U'(\xi) \rangle d\xi}{\xi - r} = \pi P(r) - \int_{-1}^1 \left[ \langle U'(\xi) \rangle m(\xi - r) + l \langle \overline{U'(\xi)} \rangle L(l\xi - lr) \right] d\xi \quad (2.40)$$

Вважаємо праву частину тимчасово відомою, вирішуємо це рівняння щодо функції  $g'(\xi)$ . Отримане інтегральне рівняння Фредгольма другого роду після перестановки порядку інтегрування прийме вигляд [85]:

$$\langle U'(r) \rangle = -\frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^2 \frac{P(\xi)\sqrt{1-\xi^2} d\xi}{\xi - r} + \frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^2 \left[ \langle U'(\xi) \rangle M(\xi, r) + \langle \overline{U'(\xi)} \rangle N(\xi, r) \right] d\xi \quad (2.41)$$

де:

$$M(\xi, r) = \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{\sqrt{1-\tau^2} m(\xi - \tau) d\tau}{\tau - r} \quad (2.42)$$

$$N(\xi, r) = \frac{l}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{\sqrt{1-\tau^2} L(l\xi - l\tau) d\tau}{\tau - r}$$

Рішення рівняння (2, 41) розшукується у вигляді ряду [86]:

$$\langle U'(r) \rangle = \sum_{k=0}^{\infty} U'_k(r) \lambda^{2k} \quad (2.43)$$

Підставляємо в (2.41) розклади (2.38), (2.43) і прирівнюємо вирази в тих самих степенях  $\lambda$ , отримуємо систему рівнянь для визначення функцій  $U'_k(\eta)$ :

$$U'(r) = -\frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^1 \frac{\sqrt{1-\xi^2} P(\xi) d\xi}{\xi - r} \quad (2.44)$$

$$U'_k(r) = \frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \sum_{n=1}^k \int_{-1}^1 H_n(\xi, r) [a_n U'_{k-n}(\xi) + b_n \overline{U'_{k-n}(\xi)}] d\xi \quad (2.45)$$

Тут:

$$H_n(\xi, r) = \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{\sqrt{1-\tau^2}}{\tau - r} (\xi - \tau)^{2n-1} d\tau \quad (2.46)$$

Інтегралі (2.46) легко обчислюються [87]. Нам знадобляться такі інтегралі:

$$\begin{aligned} H_1(\xi, r) &= -\xi r + r^2 - \frac{1}{2}; \quad H_2(\xi, r) = -\xi^2 r + \xi^2 \left(3r^2 - \frac{3}{2}\right) - \xi \left(3r^2 - \frac{3}{2}r\right) + r^4 - \frac{1}{2}r^2 - \frac{1}{8}; \\ H_3(\xi, r) &= -\xi^5 r + \xi^4 \left(5r^2 - \frac{5}{2}\right) - \xi^3 (10r^3 - 5r) + \xi^2 \left(10r^4 - 5r^2 - \frac{5}{4}\right) - \xi \left(5r^2 - \frac{5}{2}r^3 - \frac{5}{8}r\right) + r^6 - \frac{1}{2}r^4 - \frac{1}{8}r^2 - \frac{1}{16}; \end{aligned} \quad (2.47)$$

Знайдемо розв'язання  $\langle U(\eta) \rangle$ , тобто визначимо функції  $U_k(\eta)$ , наприклад, з точністю до-  $O(\lambda^6)$ :

$$\begin{aligned} U'_1(r) &= \frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^1 H_1(\xi, r) [a_1 U'_0(\xi) + b_1 \overline{U'_0(\xi)}] d\xi \\ U'_2(r) &= \frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^1 \{H_1(\xi, r) [a_1 U'_0(\xi) + b_1 \overline{U'_0(\xi)}] + H_2(\xi, r) [a_2 U'_0(\xi) + b_2 \overline{U'_0(\xi)}]\} d\xi \\ U'_3(r) &= \frac{1}{\pi\sqrt{1-r^2}} \int_{-1}^1 \{H_1(\xi, r) [a_1 U'_0(\xi) + b_1 \overline{U'_0(\xi)}] + H_2(\xi, r) [a_2 U'_0(\xi) + b_2 \overline{U'_0(\xi)}] + H_3(\xi, r) [a_3 U'_0(\xi) + b_3 \overline{U'_0(\xi)}]\} d\xi \end{aligned} \quad (2.48)$$

Використовуючи значення інтегралів з співвідношень (2, 44) і (2, 48), можна послідовно отримати функції  $U'_1(\eta)$ ,  $U'_2(\eta)$  и  $U'_3(\eta)$ .

Наявність розв'язку інтегрального рівняння (2.41) у вигляді (2.43) з алгоритмом обчислення функції  $U'_i(\eta)$ , комплексні потенціали напружень  $\Phi(Z)$  и  $\Psi(Z)$  можна знайти за формулами [83]:

$$\begin{aligned} \Phi(z) &= \frac{e^{i\alpha}}{2d} \int_{-e}^e \operatorname{ctg} \frac{\pi}{d} (te^{i\alpha} - z) U'(t) dt \\ \Psi(z) &= \frac{e^{i\alpha}}{2d} \int_{-e}^e \left\{ U'(t) e^{-2i\alpha} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{d} (te^{i\alpha} - z) - \left[ \operatorname{ctg} \frac{\pi}{d} (te^{i\alpha} - z) + \frac{\pi}{d} e^{-i\alpha} (t - te^{i\alpha} + ze^{i\alpha}) \cos e c^2 \frac{\pi}{d} (te^{i\alpha} - z) \right] U'(t) \right\} dt \end{aligned} \quad (2.49)$$

Формули розрахунку коефіцієнтів інтенсивності напруги для цього випадку можна записати у вигляді:

$$K_1^\pm - iK_2^\pm = \mp \sqrt{l} \lim_{r \rightarrow \pm 1} \left[ \sqrt{1-r^2} U'(r) \right] \quad (2.50)$$

Підставляючи сюди значення  $U'(\eta)$  з (2.43) враховуючи (2.48) знаходимо:

$$\begin{aligned}
K_1^\pm - iK_2^\pm &= \mp \sqrt{l} \left\{ -\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \sqrt{\frac{1 \pm \xi}{1 \mp \xi}} P(\xi) d\xi + \lambda^2 (a_1 G_0 + b_1 \bar{G}_0) + \right. \\
&+ \lambda^4 \left[ G_0 \left( 2a_2 - \frac{1}{2} a_1^2 - \frac{1}{2} b_1 \bar{b}_1 \right) + \bar{G}_0 (2b_2 - a_1 b_1) + a_2 G_2 + b_2 \bar{G}_2 \mp \frac{3}{2} (a_2 G_1 + b_2 \bar{G}_1) \right] + 0(\lambda^6) \quad (2.51) \\
G_n &= \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \xi^n \sqrt{1 - \xi^2} P(\xi) d\xi
\end{aligned}$$

Це співвідношення визначає коефіцієнти інтенсивності напружень для довільного навантаження  $P(x_K)$  на берегах тріщиноподібних дефектів. Для аналізу умов виникнення шліфувальних тріщин при обробці магнітів можна в якості першого наближення припустити, що до берегів  $\alpha'$  - фаз в точках  $x_K = \xi$  прикладені зосереджені тангенціальна  $P_Z$  і зсувна  $P_Y$  сили і врівноважуючі їх термопружні напруження розтягування. Тоді можна представити:

$$G_n = -\frac{P_z - iP_y}{\pi l} \xi^n \sqrt{1 - \xi^2}$$

З одновісним натягом, коли поверхневий шар піддається переважаючим навантаженням  $P_Z$  і врівноважуючої її  $\tau_{XY}(y)$  перпендикулярно лініям  $\alpha'$  - фаз маємо:

$$\begin{aligned}
P(y) &= -S = -(\sigma - i\tau) = -\frac{-P}{2} (1 - e^{2i(\varphi - \alpha)}) \\
G_0 &= -\frac{1}{2} S; \quad G_1 = 0; \quad G_2 = -\frac{1}{8} S
\end{aligned} \quad (2.52)$$

$$\begin{aligned}
K_1^\pm - iK_{II}^\pm &= \sqrt{l} \left\{ S - \frac{\lambda^2}{2} (a_1 S + b_1 \bar{S}) - \frac{\lambda^4}{S} \left[ S(9a_2 - 2a_1^2 - 2b_1 \bar{b}_2) + \bar{S}(9b_2 - 4a_1 b_1) \right] \right\} + 0(\lambda^6) \\
& \quad (2.53)
\end{aligned}$$

Підставляємо в (2,53) значення коефіцієнтів  $a_K$ ,  $b_K$  з (2.39) и відокремлюючи дійсну і уявну частини, приходимо до формул, зручних для розрахунків:

$$\begin{aligned}
K_I &= \sqrt{l} \left\{ \sigma - \frac{\pi^2 \lambda^2}{3 \cdot 2^3} (\sigma U_1 + \tau V_1) - \frac{\pi^4 \lambda^4}{2^7} [\sigma (U_2 - W_2) + \tau V_2] \right\} + 0(\lambda^6) \\
K_{II} &= \sqrt{l} \left\{ \tau + \frac{\pi^2 \lambda^2}{3 \cdot 2^3} (\sigma V_1 + \tau W_1) + \frac{\pi^4 \lambda^4}{2^7} [\sigma V_2 + \tau (W_2 - U_2)] \right\} + 0(\lambda^6)
\end{aligned} \quad (2.54)$$

де

$$\begin{aligned}
 U_1 &= 2 \cos 2\alpha - 4 \cos 4\alpha; \quad V_1 = \sin 2\alpha - \sin 4\alpha; \quad W_1 = \cos 4\alpha; \quad U_2 = \frac{4}{9} \sin^2 \alpha + \frac{28}{45} (\cos 4\alpha - \cos 6\alpha); \\
 V_2 &= -\frac{2}{9} \sin 2\alpha + \frac{28}{45} (\sin 4\alpha - \sin 6\alpha); \quad W_2 = \frac{5}{9} - \frac{4}{9} \cos 2\alpha + \frac{14}{45} \cos 4\alpha
 \end{aligned}
 \tag{2.55}$$

На рисунку 2.7(а) представлено залежність  $P^*/P_0$  від кута орієнтування  $\alpha$  тріщиноподібних дефектів, при різних значеннях параметра  $\lambda$ . При  $\lambda < 1$  взаємодія сусідніх дефектів, нахилених до осі абсцис під кутами  $\alpha < \pi/3$  призводить до зниження міцності поверхневого шару. Мінімум розривного навантаження досягається при різних  $\alpha$ . Колінеарні дефекти стають найбільш небезпечними тільки тоді, коли  $\lambda \rightarrow 1$ . Зі значеннями  $\alpha$ , близькими до  $\pi/3$ , граничне навантаження таке як, у випадку одного тріщиноподібного дефекту (для  $0 < \lambda < 1$ ). Для  $\lambda \geq 1$  всі криві збільшуються  $\alpha$  зі збільшенням від нуля до деякого максимального значення при  $\alpha = \pi/2$ . Для кутів  $\alpha$ , близьких до  $\pi/2$ , за будь-яких значень  $\lambda > 0$  взаємодія дефектів призводить до зміцнення поверхневого шару, а найбільше зміцнення спостерігається при:  $\alpha = \pi/2$ .

На рисунку 2.7(б) показана залежність критичного навантаження від кута нахилу  $\alpha$  для різних значень  $\lambda$  при одновісному натягу (в разі, коли ми нехтуємо дією зсувного навантаження  $P_Y$ ) перпендикулярно осі абсцис. Зменшення відстані між дефектами призводить до падіння міцності при всіх значеннях  $\alpha$ . Мінімум, доступний на кривій  $\lambda = 0$  (рис. 2.7) для одного дефекту при  $\alpha = 11\pi/90$  зі зменшенням, відстані між дефектами зрушення в бік значення,  $\alpha = 0$ . Для  $\lambda \geq 1$  Найбільш небезпечними вважаються дефекти, близькі до колінеарних.

Механізм утворення технологічних тріщин також можна вивчати з позицій гіпотези про «найслабшу» ланку, під яким слід розуміти структурний параметр, розмір якого вибирається в якості критерію бездефектної обробки) за формулою [37, 54]:

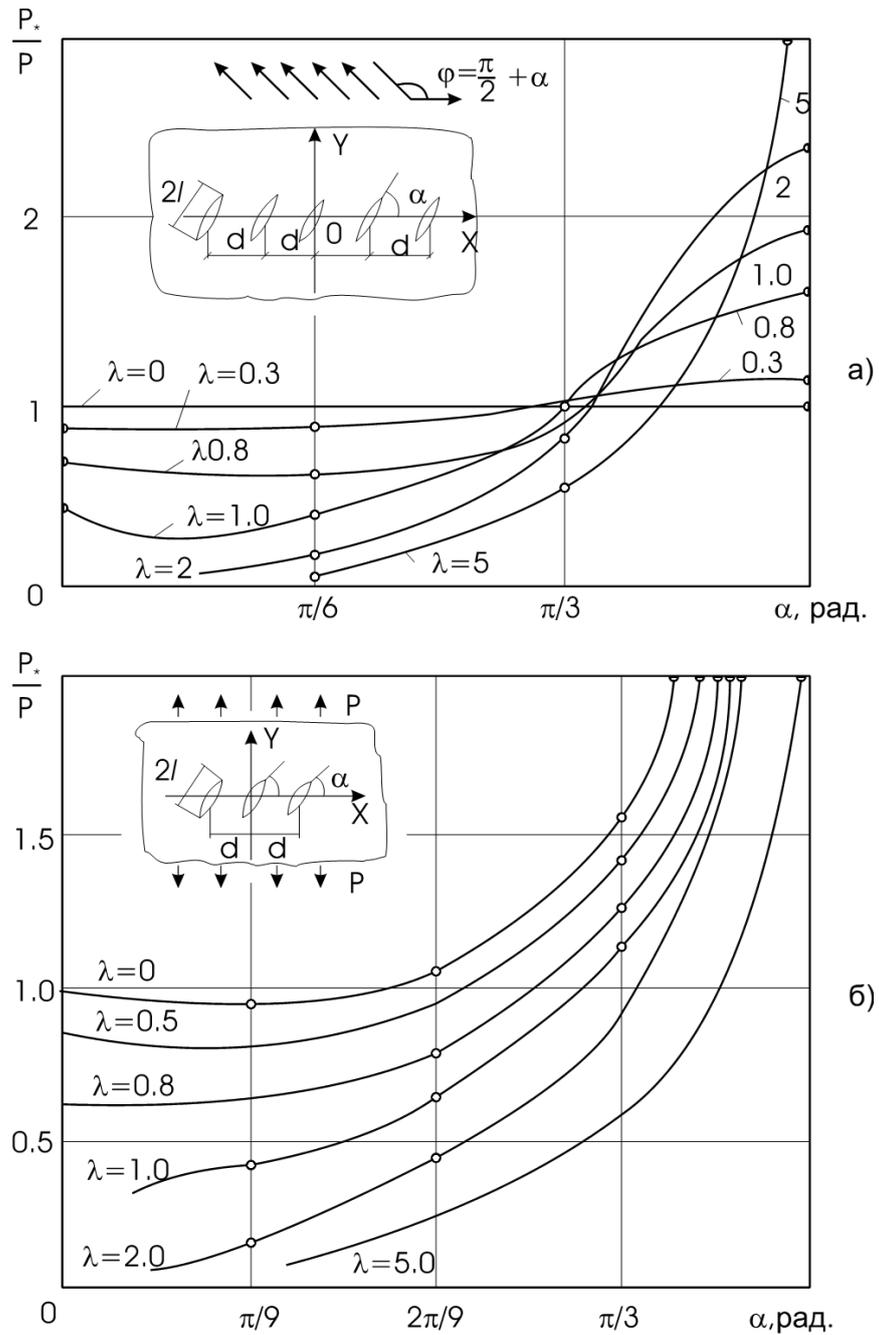
$$l_0 < \frac{K_C^2}{\pi [GT_k(1+\nu)\alpha_t]^2}
 \tag{2.56}$$

Формула (2.56) дає простий достатній критерій, при якому тріщино подібний дефект  $2l_0$  не перетвориться в основну тріщину.

Якщо включення мають форму еліпса, то в результаті миттєвого локального нагрівання поверхневого шару магніту в зоні контакту може утворитися дископодібна тріщина. Адже при шліфуванні під впливом як термопружних напружень, так і сил різання на берегах дископодібного дефекту радіуса  $R$ , уздовж осі цього дефекту виникають сили  $P$  [61]:

$$P = G(1 + \nu)\alpha_t T_k \iint_{(S)} (\vec{n}_z, \overline{ds}) = G(1 + \nu)\alpha_t T_k S_0 \quad (2.57)$$

де  $S_0$  - площа проекції межі дефекту на площині тріщини.



**Рис. 2.7.** Вплив геометрії та кута орієнтації  $\alpha$  тріщиноподібних дефектів на умову взаємодії та їх переростання в магістральні тріщини залежно від напрямку обробки: а)- залежність  $P^*/P_0$  від кута орієнтації  $\alpha$  тріщиноподібних дефектів при різних значеннях параметрів  $\lambda$ ; б) - представлена залежність критичного навантаження від кута  $\alpha$  при різних значеннях  $\lambda$ .

Коефіцієнт інтенсивності напруги визначається для цього випадку за формулою

$$K_I = \frac{P}{(\pi R)^{3/2}} \quad (2.58)$$

За допомогою в'язкості, руйнування магніту можна визначити радіус дископодібного дефекту, який при виконанні умов,

$$R \leq \frac{1}{\pi} \left[ \frac{G(1+\nu)\alpha_t T_k S_0}{K_{1C}} \right]^{2/3} \quad (2.59)$$

не переросте в основну тріщину. А в разі еліпсоїдальної форми маємо:

$$S = 4ab, \quad R = \frac{1}{\pi} \left[ \frac{4G(1+\nu)\alpha_t ab T_k}{K_{1C}} \right]^{2/3} \quad (2.60)$$

Тут  $a$  і  $b$  - головні півосі еліпса в поперечному перерізі еліпсоїда дископодібної тріщини.

Отримані аналітичні умови (2,56), (2,59), (2,60) рівноваги структурних дефектів, розмір  $2l$  (у разі «найслабшої» ланки) залежать від коефіцієнта тріщиностійкості  $K_{1C}$ , коефіцієнтів  $\nu$ ,  $G$ ,  $\alpha_t$ , а також від значення контактної температури  $T_k$ , яка визначається режимною частиною.

Домінуючим фактором формування температури контакту є глибина шліфування. Цей параметр також є визначальним при виборі бездефектних умов шліфування. Вивчено кореляцію коефіцієнта тріщиностійкості з глибиною шліфування на зразках полікристалів і монокристалів у високо коерцитивному стані (ПОГ 121А, МГ121А).

При розробці технологічних критеріїв управління процесом бездефектного шліфування було враховано, що цей процес є багатофакторним. На якість поверхневого шару при шліфуванні деталей впливають фізико-механічні властивості оброблюваного металу, його структура, режими шліфування і характеристики круга, умови попередньої обробки просоченнями сот інструменту, а також характеристики використовуваних охолоджуючих та мастильних рідин.

Тому, щоб забезпечити якість оброблених поверхонь, необхідно за функціональними зв'язками між фізико-механічними властивостями матеріалів і параметрами процесу шліфування підбирати такі режими обробки, МОС і характеристики інструменту таким чином, щоб поточні значення

температури шліфування  $T(x, y, \tau)$  та теплового потоку  $q(y, \tau)$  напруги  $\sigma_{p \max}$  і сил шліфування  $R_Y, R_Z$ , коефіцієнта інтенсивності  $K_1(S, \alpha, \sigma_{p \max})$  не перевищували їх питомих значень, гарантуючи необхідну якість поверхневого шару [88].

Розглянемо наступну систему граничних нерівностей, які дозволяють перейти до побудови алгоритму вибору технологічних параметрів, що забезпечують необхідну якість оброблюваних поверхонь.

При вивченні кінетики температурного поля деталі з урахуванням особливостей різання одиничних зерен було встановлено, що вона складається з регулярних (постійних) і миттєвих (імпульсних) компонентів. Імпульсна складова -  $T_m$  описує температурний стан металу безпосередньо під зерном. Постійна складова -  $T_k$  характеризує нагрівання металу в зоні обробки в результаті комбінованого впливу багатьох зерен інструменту.

Незважаючи на невелику тривалість дії, миттєву температуру на метал і швидко його загасання в глибину, він, тим не менш, бере участь у формуванні структурно напруженого стану тонкого поверхневого шару деталі. Тому граничні нерівності в величині самої температури і глибині її поширення будуть відповідно рівні:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{V_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(\tau, \tau') d\tau' \leq [T]_M \quad (2.61)$$

$$T([h], 0, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{V_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \psi(\tau, \tau') d\tau' \leq [T]_{СП} \quad (2.62)$$

де

$$\psi(\tau, \tau') = \exp\left[ -\frac{V_\delta(kl - V_{kp}\tau')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau - \tau')}{4a} - \frac{(kl - V_{kp}\tau')^2 + [h]^2}{4a(\tau - \tau')} \right] \quad (2.63)$$

$[T]_{СП}$  - допустима температура структурних перетворень цього металу;  $[h]$  - гранично допустима глибина структурних перетворень.

У ряді випадків втрата якості поверхневого шару стає значною тільки при поширенні структурних перетворень на певну глибину, величина якої визначається умовами експлуатації виробів і, можливо, побічно, задається

технічними умовами. Граничні значення цієї глибини визначаються зоною більш глибоких прогрівів, тобто постійною складовою температурного поля. Граничні нерівності в даному випадку полягають в наступному:

$$T_k(o, y, \tau) = \frac{CV_{kp}}{\pi\lambda\sqrt{V_g}} \int_0^\tau \int_{-e}^e \frac{x(r, t) e^{\frac{(y-r)^2}{4(\tau-t)}}}{2\sqrt{\pi(\tau-t)}} \left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi(\tau-t)}} + \gamma e^{y^2(\tau-t)} [1 + \Phi(\gamma\sqrt{\tau-t})] \right\} dr dt \quad (2.64)$$

$$T_k([h], 0) = \frac{CV_{kp}}{\pi\lambda\sqrt{V_g}} \int_0^{\sqrt{Dt_{oe}}} \sqrt{[h]^2 + y'^2} e^{-\frac{V_\partial y'}{2a}} K_{1/2} \left( \frac{V_\partial}{2a} \sqrt{y'^2 + [h]^2} \right) dy' \leq [T]_{np} \quad (2.65)$$

$$T_k^{\max}(L, 0) \frac{CV_{kp} a}{\lambda V_g^2} \sqrt{\frac{a}{\pi}} \left[ 1 - \exp\left(-\frac{V_\partial \sqrt{Dt_{oe}}}{a}\right) \right] \leq [T]_{c.n.} \quad (2.66)$$

В останній нерівності в якості граничного коефіцієнта використовується гранична температура на поверхні ( $X = 0$ ).

Формування шліфувальних тріщин залежить від величини тимчасових напружень, що утворюються в поверхневому шарі під впливом термомеханічних явищ, що супроводжують цей процес. Максимальні напруги виникають в зоні інтенсивного охолодження. Тому структура керуючої нерівності в даному випадку буде наступною:

$$\sigma_{\max}(x, \tau) = 2G \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t T_k^{\max} \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right) \leq [\sigma]_{\text{н.}} \quad (2.67)$$

Феноменологічний підхід до оцінки явищ крекінгу металу при шліфуванні не враховує багатьох технологічних факторів, зокрема, вплив режимів термічної обробки цих металів і дефектність їх структури, пов'язану з попередніми видами механічної обробки. Тому необхідна наявність більш «чутливого» граничного нерівності, структура якого включала б функціональні зв'язки технологічних параметрів алмазно-абразивної обробки і враховувала технологічну спадковість [89].

В якості такого можна використовувати обмеження коефіцієнта інтенсивності напружень, при встановлених його співвідношеннях з технологічними параметрами, основним критерієм тріщиностійкості металів - коефіцієнтом  $K_{1C}$ , тобто

$$K_1 = \frac{1}{\pi\sqrt{l}} \int_{-l}^l \sqrt{\frac{l+t}{l-t}} \{\sigma_{xx}, \sigma_{yy}\} dt \leq K_{1C} \quad (2.68)$$

де  $2l$  - характерний лінійний розмір конструктивного дефекту.

Бездефектне шліфування матеріалів з низькими механічними характеристиками можливе, якщо обмежити ріжучі зусилля, зокрема тангенціальну складову -  $P_z$  і знизити коефіцієнт тертя - абразиву з оброблюваним металом -  $\rho$ .

Таким чином, з досліджень впливу сил різання на напружений стан поверхневого шару можна побудувати ще одну додаткову умову бездефектного шліфування:

$$P_z \leq \frac{\pi\sqrt{Dt_{\text{оє}}}}{KP^2 \sin \pi\theta} \left[ [\tau]_c - \frac{E\rho\sqrt{Rt}}{2(1-\nu^2)\sqrt{R}} \right] \quad (2.69)$$

де  $[\tau]$  – граничне значення дотичного напруження зсуву;

$$\theta = \frac{1}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{1-2\nu}{2\rho(1-\nu)}$$

$\rho$  - мінімально можливе значення коефіцієнта тертя між абразивом і оброблюваним металом, що забезпечується застосуванням теплоносія і імпрегнуючої речовини;  $K$  - коефіцієнт співвідношення  $\frac{P_y}{P_z}$ .

Якщо знати значення коефіцієнтів тріщиностійкості  $K_{1C}$ , розміри «найслабшого» конструктивного параметра  $l$ , то можна визначити діапазон технологічних параметрів, що забезпечують граничне значення теплового потоку, при якому підтримується рівновага конструктивних дефектів:

$$q^* = \frac{P_z V_{kp} \alpha_b}{\sqrt{Dt_{\text{оє}}}} \leq \frac{\sqrt{3}\lambda K_{1C}}{Hl\sqrt{\pi l} \delta^*} \quad (2.70)$$

Умови бездефектного шліфування можуть бути реалізовані за допомогою достовірної інформації про структуру оброблюваного металу. Отже, в разі переважаючого характеру конструктивних недосконалостей довжини  $2l$ , їх регулярного розташування щодо зони контакту інструменту з

деталлю, в якості критеріального співвідношення можна використовувати умову рівноваги дефектів у вигляді [90]:

$$l_0 < \frac{K_c^2}{\pi [GT_k(1+\nu)\alpha_t]^2} \quad (2.71)$$

У цій формулі технологічна частина міститься в зв'язку зі значенням температури контакту  $T_k$  з режимами обробки і характеристиками інструменту.

Отримані нерівності пов'язують граничні характеристики температурного і силового полів з керуючими технологічними параметрами. У них визначається діапазон комбінацій технологічних параметрів (режими, МОС, характеристики інструменту), що забезпечують необхідну якість робочих поверхонь виробів з важкооброблюваних матеріалів [91,92].

## 2.4. Висновки до розділу 2

У результаті виконаних досліджень створено інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення, що полягає у встановленні розрахункових залежностей щодо визначення впливу спадкових дефектів, сформованих від попередніх операцій на тріщиностійкість поверхневого шару при шліфуванні. технологічних умов обробки з урахуванням накопичених пошкоджень і неоднорідностей матеріалів і сплавів, особливо схильних до тріщиноутворення в процесі шліфування, що має важливе народногосподарське значення для зниження дефектів на фінішних операціях та підвищення експлуатаційних властивостей деталей машин.

1. Розроблено модель по визначенню температурного поля, що формується в поверхневому шарі конічних виробів на фінішних операціях, яка дозволяє за рахунок функціональних зв'язків з технологічними параметрами забезпечити необхідний рівень температур на оброблюваній поверхні, щоб уникнути утворення на

ній дефектів типу припиків і тріщин. Аналіз результатів моделювання показує, що температура на оброблюваній поверхні зростає в міру наближення оброблюючого інструменту до конічної поверхні до меншого діаметру. Саме ця область оброблюваної поверхні конічних виробів найбільше схильна до дефектоутворення на фінішних операціях. Тому при призначенні режимів обробки таких поверхонь, слід їх призначати з умови, що при наближенні оброблюючого інструменту до більш вузької частини конічної поверхні формується температура, яка на ній не повинна перевищувати допустимих значень, що забезпечують необхідну якість.

2. Вивчено механізм формування дефектів у поверхневому шарі деталей із матеріалів і сплавів, схильних до тріщиноутворення при обробці їх шліфуванням з урахуванням попередніх операцій до спадкових неоднорідностей, що виникають при цьому. Встановлено, що шліфувальні тріщини мають теплову природу, тому як критерії бездефектної обробки необхідно вибирати теплові критерії.
3. Розроблено математичну модель, яка описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із матеріалів та сплавів з урахуванням їх неоднорідностей, що впливають на формування шліфувальних тріщин. При цьому вперше отримано розрахункові залежності між критерієм тріщиностійкості та основними керуючими технологічними параметрами. За відомими характеристиками спадкових дефектів визначено граничні значення теплового потоку, що забезпечують необхідну якість шліфованих поверхонь.
4. На основі отриманих критеріальних співвідношень побудовано алгоритм забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до втрати якості поверхневого шару деталей з урахуванням максимальної продуктивності обробки.

### **РОЗДІЛ 3. РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНИХ КРИТЕРІЇВ ДЛЯ КЕРУВАННЯ ПРОЦЕСОМ БЕЗДЕФЕКТНОГО ШЛІФУВАННЯ ВИРОБІВ ІЗ СКЛАДНО ОБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ**

#### **3.1 Вплив конструктивних параметрів інструменту на якісний стан робочих поверхонь шліфувальних виробів**

З літературних даних [93, 94, 95] про встановлення причин утворення шліфувальних тріщин випливає, що на інтенсивність їх появи впливають сили різання від одиничних зерен. Для з'ясування ролі сил різання і теплоти напруги мікрорізання в механізмі зародження тріщин з урахуванням неоднорідності оброблюваного матеріалу скористаємося критеріями граничного стану тріщиноподібних дефектів, розробленими в розділі 2. Для цього необхідно визначити закономірності вимірювання механічних і термічних характеристик по одиничним зернам. При русі зерен по траєкторії різання, з моменту його врізання в метал відбувається безперервна зміна величини поглиблення зерна в метал. Це, в свою чергу, забезпечує зміну переднього кута  $\gamma$  [96]. Обидва ці фактори мають значний вплив на формування тепла. Крім того, при шліфуванні відбувається високошвидкісна деформація, що призводить до значного підвищення міцності металу на розрив [97]. З іншого боку, при русі зерна в металі під впливом тепла, що виділяється, межа міцності має тенденцію до зниження [98].

Таким чином, міцність на розрив є функцією двох факторів: швидкості деформації і температури різання.

Отже, тепловий потік від одного зерна функціонально залежить від зміни величини заглиблення -  $h$ , переднього кута -  $\gamma$  і температурно-швидкісного коефіцієнта, що впливає на механічні властивості металу, що полірується.

Вираз для миттєвого значення теплового потоку окремого зерна з урахуванням [99] можна представити у вигляді;

$$q = \frac{P_z V_{kp} \alpha}{F_k} \quad (3.1)$$

де:  $\alpha$  - коефіцієнт теплопровідності;  $P_z$ - миттєва сила різання зерна;  $V_{kp}$  - швидкість обертання шліфувального круга;  $F_k$  - середня площа контакту зерна з металом.

Вираз для сумарного теплового потоку від одного зерна по довжині контактної дуги за час контакту зерна з металом буде дорівнювати:

$$\int_0^Q dq = \frac{\alpha}{F_k} \int_0^{\tau_0} P_z V_{kp} d\tau \quad (3.2)$$

або після інтегрування:

$$Q = \frac{\alpha V_{kp}}{F_k} \int_0^{\tau_0} P_z d\tau \quad (3.3)$$

Вираз для миттєвого значення сили різання -  $P_z$  в свою чергу визначається співвідношенням [100] :

$$P_z = 0,6\sigma_g fA \quad (3.4)$$

де:  $\sigma_g$  - миттєве значення міцності на розрив в залежності від температурно-швидкісного коефіцієнта;  $f$  - миттєва зона контакту зерна з металом;  $A$  - коефіцієнт визначається співвідношенням [100]:

$$A = \frac{\cos \gamma - \mu \sin \gamma}{\sin \theta [(1 - \mu \mu') \cos(\gamma + \theta) - (\mu + \mu') \sin(\gamma + \theta)]} \quad (3.5)$$

де  $\gamma$  - передній кут;  $\theta$  - кут відколювання;  $\mu$  - коефіцієнт тертя;  $\mu'$  - коефіцієнт внутрішнього тертя деформованого металу в напрямку площини розколу.

Площа контакту зерна з металом представлена у вигляді:  $f = 2\pi r \cdot h$ , де  $r$  - Радіус кривизни зерен,  $h$  - *величина* заглиблення зерна в метал по довжині контактної дуги.

Величина поглиблення ріжучого зерна в метал визначається як (рис. 3.1) [100]:

$$h = R_{kp} - C_1 A$$

Або перейшовши на координату  $\tau$  - час руху зерна по контактній дузі:

$$h = V_g \tau \sin \frac{V_{kp}}{R_{kp}} \tau \quad (3.6)$$

При визначенні сили різання –  $P_Z$  одним зерном, чималу роль відіграє передній кут -  $\gamma$ . Як видно з діаграми сил при мікрорізання (рис. 3.2), кут різання  $\gamma$  - є змінною величиною по довжині контактної дуги і виражається наступною функціональною залежністю:  $\sin \gamma = (r-h)/r$ .

При шліфуванні утворення стружки супроводжується виникненням високих температур, які впливають на міцність металу на розрив в областях, близьких до зерна, яка змінюється по експоненті [97]:

$$\sigma_{nr} = \sigma_{n\dot{e}} e^{m(T_{n\dot{e}} - T)} \quad (3.7)$$

де:  $\sigma_{n\dot{e}}$  - межа міцності металу при температурі його плавлення;

$\sigma_{nr}$  - межа міцності металу при заданій температурі;

$m$  - коефіцієнт інтенсивності падіння при підвищенні температури;

$T_{n\dot{e}}$  - початкова температура плавлення в абсолютній шкалі.

З іншого боку, при високих швидкостях деформації, що виникають при шліфуванні, міцність на розрив зростає [98].

Ці два процеси пов'язані змінною швидкістю температури, модифіковану за швидкістю, що дозволяє переписати вираз (3.7) у вигляді:

$$\sigma_g = \sigma_{n\dot{e}} \exp[m(T_{n\dot{e}} - T_{mcd})] \quad (3.8)$$

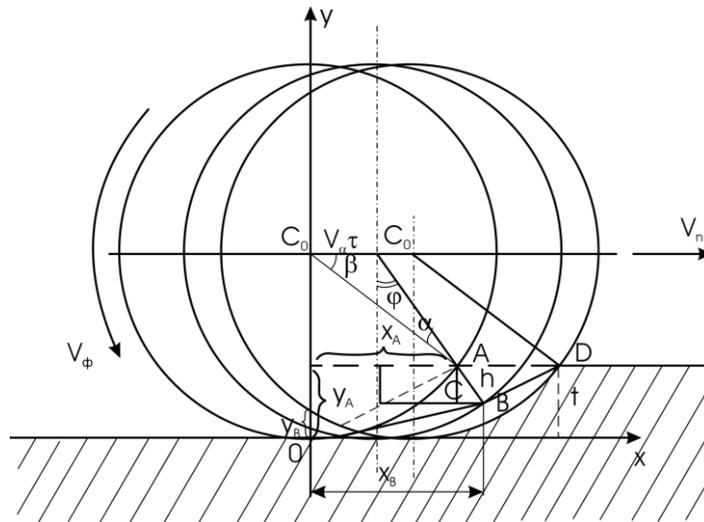


Рис. 3.1 Схема руху зерна для визначення величини поглиблення його в метал [100].

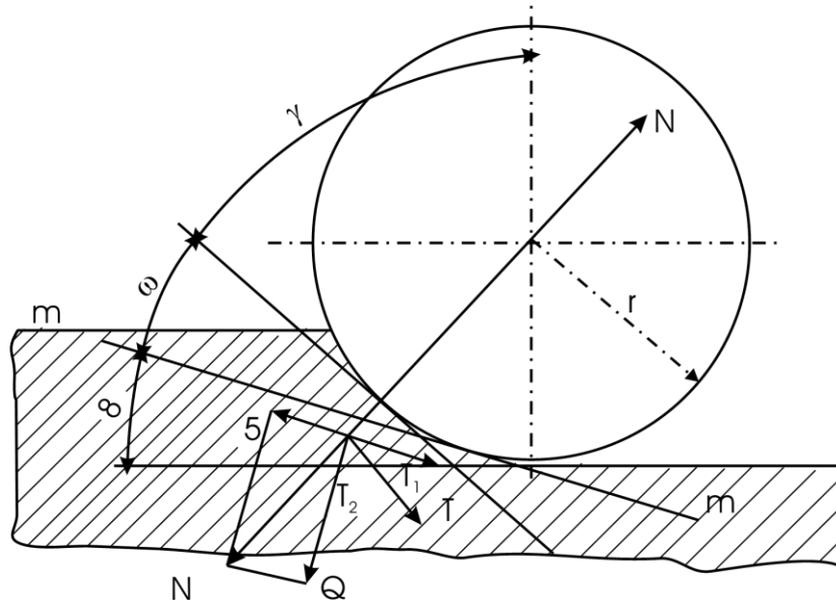


Рис. 3.2 Схема дії сил при мікрорізанні.

де:  $T_{mcd} = T_n \left( 1 - C_1 \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)$  - так звана модифікована температура;  $\dot{\epsilon}$  -

швидкість деформації, при якій визначається температура;  $\dot{\epsilon}_0$  - швидкість деформації за стандартним методом випробування;  $C_1$  - коефіцієнт в залежності від властивостей металу, що шліфується;  $T_n$  - температура поверхні.

Замінюючи  $T_{mod}$  на її вираз і визначаючи за [97] швидкість деформації як відношення швидкості різання до товщини стружкового елемента, що видаляється, маємо:

$$\sigma_g = \sigma_{n\bar{e}} \exp \left[ mT_{n\bar{e}} - mT_n \left( 1 - C_1 \ln \frac{V_{kp}}{\varepsilon_0 h} \right) \right] \quad (3.9)$$

Температура поверхні металу, що шліфується, описується рівнянням [44]

$$T_n = \frac{Q\sqrt{a\tau}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \left( 1 - e^{-\frac{rh}{2a\tau}} \right) \quad (3.10)$$

де:  $a$  - температуропровідність (термічна дифузійність) металу;  $\lambda$  - теплопровідність металу;  $\tau$  - тривалість дії джерела;  $h$  - величина заглиблення зерна в метал;  $Q$  - тепловий потік від зерна.

Підставляючи (3.10) в (3.9) і замінюючи  $h$  його виразом і підставляючи результат в (3.3), отримаємо:

$$q = \frac{\alpha}{F_k} \int_0^{\tau_0} V_{kp} Q d\tau = \frac{1,2\pi r}{F_k} V_g \sigma_{n\bar{e}} A V_{kp} \alpha \int_0^{\tau_0} \tau \sin \left( \frac{V_{kp}}{R_{kp}} \tau \right) \times$$

$$\times \exp \left[ mT_{n\bar{e}} - \frac{mQ\sqrt{a\tau}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \left( 1 - e^{-\frac{rV_g \tau \sin \frac{V_{kp}\tau}{R_{kp}}}{2a}} \right) \left( 1 - C_1 \ln \frac{V_{kp}}{\varepsilon_0 V_g \tau \sin \left( \frac{V_{kp}\tau}{R_{kp}} \right)} \right) \right] d\tau \quad (3.11)$$

Інтегрувати цей вираз в аналітичній формі неможливо. Тому базові значення, включені в формулу (3.11), апроксимуються з похибкою 1,5 - 2 % у вигляді:

$$\sigma_g = K_g T^{\frac{5}{2}} = K_g \left[ \frac{q\sqrt{a\tau}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \left( 1 - e^{-\frac{rh}{2a\tau}} \right) \right]^{\frac{5}{2}} \quad (3.12)$$

І  $1 - e^{-\frac{rh}{2a\tau}} \approx \frac{rh}{2a\tau}$  в діапазоні  $0 \leq h \leq 6$ , що дає

$$\sigma_g = K_g \left[ \frac{4\lambda\sqrt{\pi a\tau} R_{kp}}{qrV_g V_{kp}\tau^2} \right]^{5/2} \quad (3.13)$$

В силу прийнятого наближення вираз для елементарного теплового потоку окремого зерна можна переписати так:

$$dq = \frac{\alpha P_z V_{kp}}{F_k \sqrt{\tau}} d\tau = B \tau^{-1/2} \quad (3.14)$$

де коефіцієнт  $B$  визначається співвідношенням:

$$B = \left[ \frac{2,4 \alpha A K_{\partial} (4\pi\lambda)^2 R_{kp}}{r V_g F_k^{3/2}} \sqrt{\frac{\lambda R_{kp} \sqrt{\pi \alpha}}{r V_g V_{kp}}} \right]^{2/7} \quad (3.15)$$

Сумарна інтенсивність теплового потоку від одного зерна в цьому випадку складе:

$$\int_0^Q dq = \int_0^{\tau} B t^{-1/2} dt \quad (3.16)$$

де:  $t$  -поточний час.

Після інтегрування отримуємо:

$$q = 2B\sqrt{\tau} = C\sqrt{\tau} \quad (3.17)$$

Відповідно, вираз для сил  $P_z$  и  $P_y$  буде

$$\begin{aligned} P_z &= \frac{2B\sqrt{\tau}}{V_{kp}} = C_{P_z} \sqrt{\tau} \\ P_y &= \frac{5B\sqrt{\tau}}{V_{kp}} = C_{P_y} \sqrt{\tau} \end{aligned} \quad (3.18)$$

Таким чином, щільність теплового потоку від зерна є величиною змінною і залежить від часу руху зерна по дузі його контакту з металом.

На рис.3.3 представлений графік залежності інтенсивності теплового потоку окремого зерна від часу його контакту з металом. На рис.3.4 показана осцилограма теплового імпульсу при різанні одиничним зерном, форма якої якісно збігається з встановленою закономірністю зміни щільності теплового потоку.

На рис. 3.5 показані залежності сил різання  $P_Z$  і  $P_Y$  єдиним зерном, отримані розрахунковим шляхом (згідно формули (3.18)) та експериментально залежно від режимів обробки.

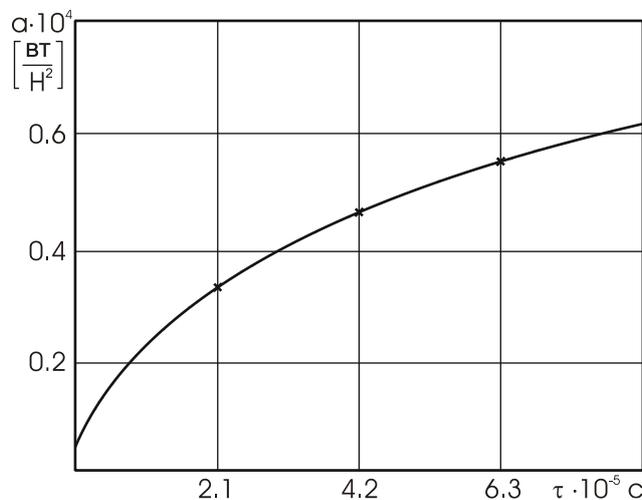
Отримані значення сил різання від теплового потоку можуть бути використані для оцінки ймовірності мікроруйнування тріщиноподібних дефектів, які рівномірно розкидані і не взаємодіють один з одним.

Припустимо, що випадкова глибина тріщин, розташованих переважно в поверхневому шарі і мають спадковий характер, обмежена величиною  $a$ . Товщина поверхневого шару буде вважатися рівною  $\delta$ , і величина  $a \leq 0,5 H$ . Орієнтація тріщин може бути будь-якою, тобто  $-\pi/2 \leq \alpha \leq \pi/2$ . При цьому, як впливає з формули [67]:

$$\sigma_* = \frac{K_c}{1,11 \sqrt{\pi d \left(1 + 2 \frac{l}{H}\right)}} (\sin^2 \alpha + r \cos^2 \alpha)^{-1} \quad (3.19)$$

$\sigma_*$  - випадкове значення граничних напружень від сил різання  $P_Y$  і  $P_Z$  - буде варіюватися в межах  $A_3 = \frac{K_c}{\sqrt{\pi l}} \cdot \frac{A_3}{\sqrt{d(1+2\frac{l}{H})}} < \sigma_* < \infty$ ,  $A_3 = \frac{K_c}{\sqrt{\pi l}}$

Функцію  $F_1(P, \eta) = P$  імовірнісного розподілу граничних напружень  $\sigma_*$  при заданому  $\eta = P_Y/P_Z$  можна знайти за формулою [67].



**Рис. 3.3** Залежність інтенсивності теплового потоку одиничного зерна від часу контакту його з металом

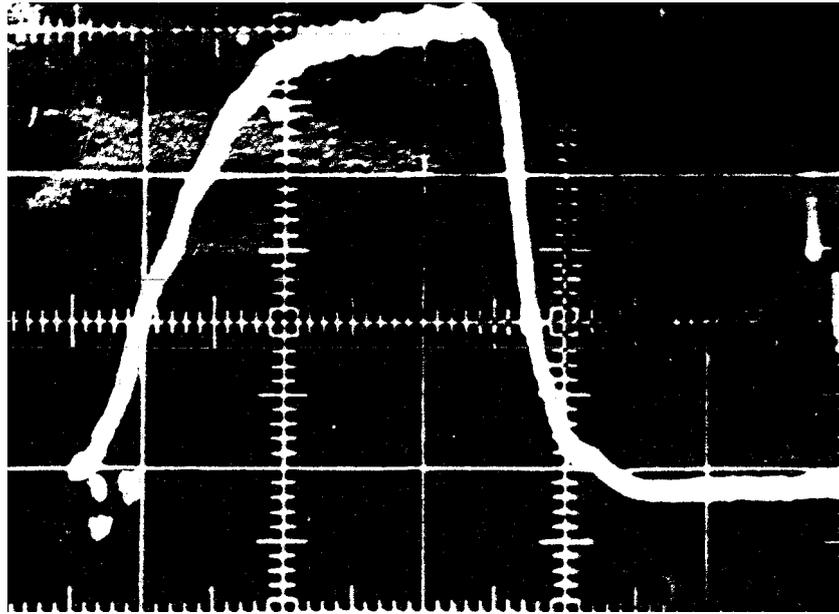


Рис. 3.4 [60] Осцилограма теплового імпульсу при різанні одиничним зерном

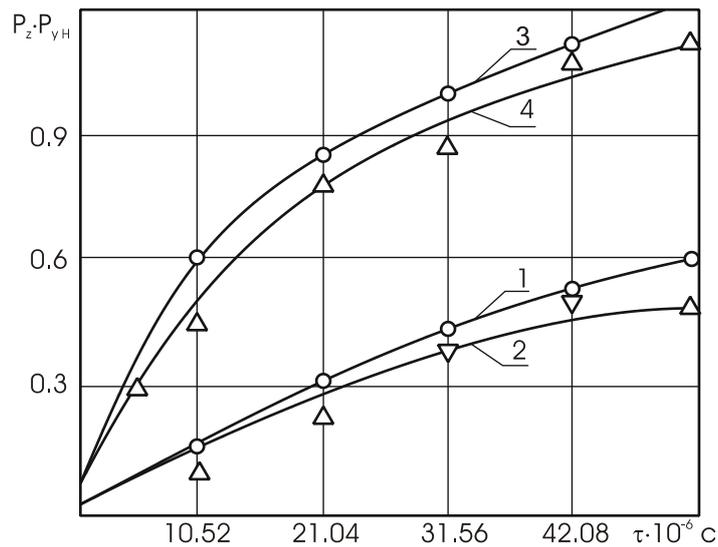


Рис. 3.5. Теоретичні - 1,3 та експериментальне - 2,4 значення сил різання  $P_Z$  і  $P_{YH}$  одиничним зерном  $D_{кр} = 0,25$  м,  $U_g = 0,17$  м/с;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $t = 10^{-5}$  м;  $r = 8 \cdot 10^{-6}$  м.

Вплив теплового потоку від окремих зерен на руйнування дефектів визначається виходячи з міркувань, викладених у другому розділі. Припустимо, що довільна глибина від тріщин, орієнтованих під кутом  $\alpha$  до

напрямку теплового потоку, має той же закон розподілу, що і для сил різання.

Граничне значення теплового потоку буде визначатися за формулою:

$$q^* = \frac{A_2}{l^{3/2} |\sin \alpha|}; \quad A_2 = 2\sqrt{\frac{3}{\pi}} \frac{K_c}{\alpha_l E}$$

Термомеханічні явища, що утворюються в поверхневому шарі деталі при шліфуванні, визначаються теплофізичними і механічними властивостями матеріалу, характеристиками круга, кінетикою і режимами процесу шліфування.

Для дослідження впливу конструктивних параметрів інструменту на температурне поле деталі скористаємося наступною дискретною моделлю. У зоні контакту інструменту довжиною  $2a$  із заготовлею утворюється тепловий потік за рахунок суперпозиції температурних імпульсів від окремих зерен круга  $q(y, T)$ , який дорівнює :

$$q(y, \tau) = + \frac{C\sqrt{\tau_k}}{\lambda} [H(y) - H(y - 2a)] \sum_{k=0}^n \delta(y + kl^* - V_{kp}\tau_k) \quad (3.20)$$

Тут  $H(y)$  - функція Хевісайда;  $\delta(y)$  - дельта-функція Дірака;  $k$  - число зерен, що проходять через контактну зону за час  $\tau_k = \frac{\sqrt{D_{kp}t_{oe}}}{V_{kp}}$ ;  $a, \lambda$  - температуропровідність і теплопровідність матеріалу деталі;  $C\sqrt{\tau}$  - тепловий потік від одного зерна;  $V_g, V_{kp}, t_{шл}$  - режими шліфування.

Принциповий розв'язок задачі (2.3), (2.6), (2, 7) відомий [44]:

$$G(x - x', y - y', \tau - \tau') = \frac{1}{4\pi a(\tau - \tau')} e^{-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2}{4a(\tau - \tau')}}$$

Тому, використовуючи принцип Дюамеля [99], розв'язок задачі (2.3), (2.6), (2.7) з урахуванням (3.20) представляється

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau - \tau'}} \int_{-\infty}^{\infty} [H(y) - H(y - 2a^*)] e^{-\frac{2V_g y' + V_g^2 \tau' + (y-y')^2 + x^2}{4a(\tau - \tau')}} \sum_{k=1}^n \delta(y' + kl - V_{kp}\tau') dy' \quad (3.21)$$

або перейшовши до потрібної функції та реалізувавши властивості функції  $H(y)$  отримаємо:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau - \tau'}} \int_0^L e^{-\frac{V_\delta(y-y')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}} \sum_{k=0}^{\infty} \delta(y'+kl - V_{kp}\tau') dy' \quad (3.22)$$

Цей вираз вже є вирішенням проблеми, але він незручний для практичного рахунку і дослідження.

Використовуючи відомі перетворення [101] і реалізуючи властивості дельта-функції, зведемо рішення до більш простого вигляду.

Завдяки рівномірній збіжності підінтегрального ряду його можна інтегрувати, тобто:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^{\infty} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau - \tau'}} \int_0^L e^{-\frac{V_\delta(y-y')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}} \delta(y'+kl - V_{kp}\tau') dy' \quad (3.23)$$

Вираз (3.23) можна спростити, скориставшись визначенням дельта-функції; тоді має місце очевидна нерівність для координати джерела  $y'$ :

$$0 \leq y' \leq L = a^*; Kl / V_{kp} \leq \tau' \leq (L + Kl) / V_{kp}$$

$$\begin{aligned} \mathfrak{T}_k &= \int_0^L \exp\left[-\frac{V_\delta(y-y')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}\right] \delta(y'+kl - V_{kp}\tau') dy' = \\ &= \exp\left[-\frac{V_\delta(y-y')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}\right] \end{aligned} \quad (3.24)$$

Для  $\tau' \in \left[\frac{kl}{V_{kp}}; \frac{L+kl}{V_{kp}}\right]$  інтеграл  $I_k = 0$ . Застосовуючи функцію Хевісайда, це

можна представити наступним чином:

$$\mathfrak{T}_k = \left[ H\left(\tau' - \frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\tau' - \frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \right] e^{-\frac{V_\delta(y+kl-V_{kp}\tau')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y+kl-V_{kp}\tau')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}}}$$

Тоді інтегральний розв'язок (3.23) буде таким:

$$\begin{aligned} T(x, y, \tau) &= \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^{\infty} \left[ H\left(\tau' - \frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\tau' - \frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \right] \times \\ &\times \exp\left[-\frac{V_\delta(y+kl-V_{kp}\tau')}{2a} - \frac{V_\delta^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y+kl-V_{kp}\tau')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')}\right] \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau-\tau'}} \end{aligned} \quad (3.25)$$

Цей вираз містить функцію Хевісайда під інтегралом. Використовуючи

його властивості, як і раніше, можна перейти до фактичних меж інтегрування. Для цього розглянемо докладніше інтеграл за його структурою

$$\int_0^{\tau} \left[ H\left(\tau' - \frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\tau' - \frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \right] f(\tau, \tau') d\tau' = \begin{cases} 0, & \frac{L+kl}{V_{kp}} < 0 \\ \int_0^{\frac{L+kl}{V_{kp}}} f(\tau, \tau') d\tau'; & \frac{kl}{V_{kp}} < 0; \quad 0 < \frac{L+kl}{V_{kp}} < \tau \\ \int_{\frac{kl}{V_{kp}}}^{\frac{L+kl}{V_{kp}}} f(\tau, \tau') d\tau'; & \frac{kl}{V_{kp}} > 0; \quad \frac{L+kl}{V_{kp}} < \tau \\ \int_{\frac{kl}{V_{kp}}}^{\tau} f(\tau, \tau') d\tau'; & 0 < \frac{kl}{V_{kp}} < \tau; \quad \frac{L+kl}{V_{kp}} > \tau \\ 0; & \frac{kl}{V_{kp}} > \tau \end{cases} \quad (3.26)$$

З урахуванням формул (3.25) рішення (3.26) буде записано в зручній для підрахунку формі:

$$\int_0^{\tau} \left[ H\left(\tau' - \frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\tau' - \frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \right] f(\tau, \tau') d\tau' = H\left(\tau - \frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\tau - \frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(\tau, \tau') d\tau' \quad (3.27)$$

де

$$\begin{aligned} \gamma_1 &= \frac{kl}{V_{kp}} \left[ H\left(\frac{kl}{V_{kp}}\right) - H\left(\frac{kl}{V_{kp}} - \tau\right) \right]; \\ \gamma_2 &= \frac{L+kl}{V_{kp}} H\left(\frac{L+kl}{V_{kp}}\right) - \left( \frac{L+kl}{V_{kp}} - \tau \right) H\left(\frac{kl}{V_{kp}} - \tau\right); \\ f(\tau, \tau') &= \exp \left[ -\frac{V_{\partial}(y+kl-V_{kp}\tau')}{2a} - \frac{V_{\partial}^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y+kl-V_{kp}\tau')^2 + x^2}{4a(\tau-\tau')} \right] \frac{1}{\sqrt{\tau-\tau'}} \end{aligned} \quad (3.28)$$

А розв'язок (3.24) має такий вигляд:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^{\infty} H\left(\tau - \frac{kl}{V_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(\tau, \tau') d\tau' \quad (3.29)$$

Початкові умови (2.6) припускають, що для всіх  $K < 0$  вираз (3.29) перетворюється на нуль, і фактично рішення будується для  $K \geq 0$ .

Доданки представляють значення функції

$$\Psi = \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} e^{\frac{V_0(y+kl-V_{kp}\tau')}{2a} - \frac{V_0^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y+kl-V_{kp}\tau')^2+x^2}{4a(\tau-\tau')}} \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau-\tau'}} \quad (3.30)$$

Ця функція, як і у випадку з [102], не виражається через елементарні. Тут слід зазначити, що інтегральний розв'язок (3.29) істотно відрізняється від наведеного в [103]. Цей розв'язок має швидку збіжність і, таким чином, відображає фактичні умови шліфування. Дійсно, кількість зерен на інструменті, що проходять через дугу контакту при певних значеннях  $V_{kp}$  і  $V_g$  обмежено. Отже, перехід у виразі (3.29) до скінченної суми є правомірним, тобто температурне поле деталі можна представити у вигляді:

$$T(x, y, \tau) = \frac{c}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{V_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{V_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(\tau, \tau') d\tau' \quad (3.31)$$

Комп'ютерний розрахунок для конкретних умов шліфування високохромистих сталей 18Х2Н4ВА - Ш дає можливість простежити процес формування температурного поля деталі в зоні контакту і вивчити його кінетику (рис. 3.6).

Отриманий розв'язок (3.31) враховує зміну температури по глибині поверхневого шару після закінчення дії одиничного зерна на поверхню металу, але при постійній швидкості охолодження цієї поверхні. Насправді швидкість охолодження поверхні, що нагрівається, є змінною [104] і тому в процесі розрахунку температур шліфування за формулою (3.31) ми враховували той факт, що поверхня охолола за час наближення наступного зерна, зі швидкістю [104]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = -\frac{1}{2} T_M \frac{\sqrt{\tau}}{\tau_1^{3/2}} \quad (3.32)$$

де:  $T_M$  - миттєва температура поверхні, що шліфується під зерном;

$\tau$  - час роботи джерела тепла;  $\tau_1$  - час прибуття наступного зерна в пункт випробування.

Як видно з рис. 3.6 поодинокі зерна збуджують високотемпературні піки в металі. Так само враховується охолодження поверхні з плином часу  $\tau_1 = l/V_{kp}$ ,

то на контактній дузі формується певний температурний фон, який при стабілізації утворює постійну складову температурного поля.

Як було встановлено в [100], розрахунок температурних полів за моделлю

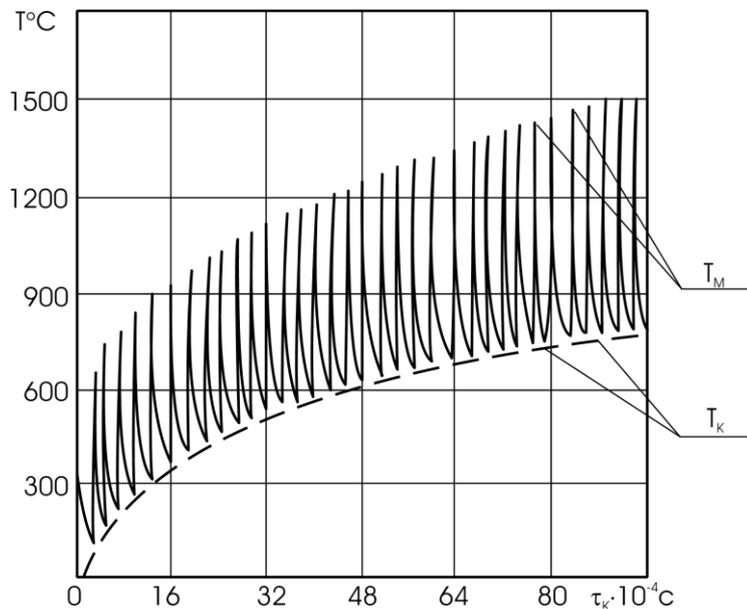


Рис. 3.6. Зміна температури при шліфуванні сталі 18Х2Н4ВА-Ш на поверхні за час проходження ділянкою деталі довжини дуги контакту (при 35 зернах-імпульсах);  $V_{кр} = 30$  м/с  $V_g = 0,33$  м/с;  $t_{шл} = 4 \cdot 10^{-5}$  м;  
 $r = 16 \cdot 10^{-6}$  м;  $l = 6,1 \cdot 10^{-3}$  м.

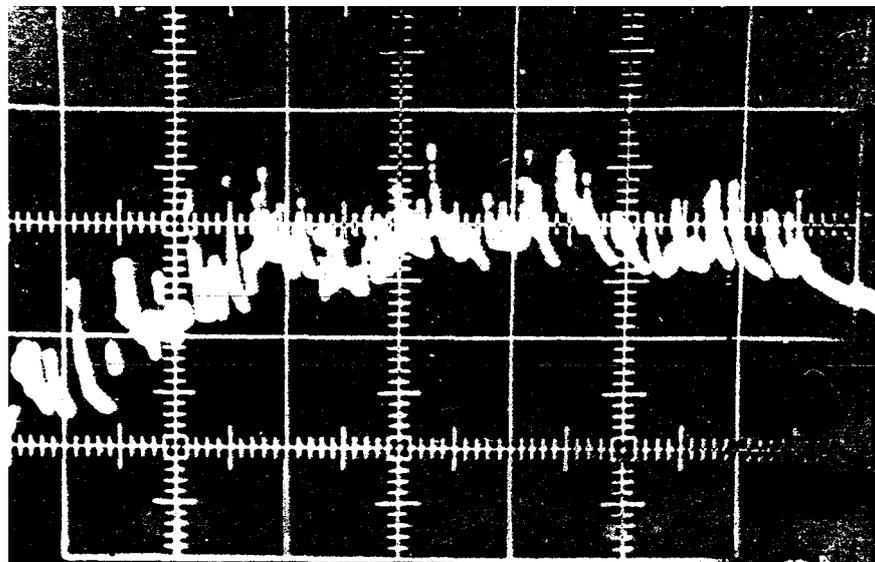


Рис. 3.7 Температурне поле зареєстроване електронним осциллографом С8-9А при обробці ст 12Х2Н4ВА-Ш  $V_{кр} = 30$  м/с;  
 $V_g = 0,33$  м/с;  $t_{шл} = 4 \cdot 10^{-5}$  м; Круг суцільний 24А25СМ18К5.

при безперервному контакті не відображає кінетичні особливості зони шліфування і дає лише постійну складову температурного поля, не відображаючи різницю між контактною -  $T_K$  і миттєвою -  $T_M$  температурами шліфування.

Отримане співвідношення (3.31) «реагує» на перераховані вище особливості формування температурного поля оброблюваної деталі і добре узгоджується з експериментальними дослідженнями температурних полів оброблюваних деталей (рис. 3.7)

Регулярну незалежну від часу складову температурного поля можна відрізнити від загального рішення (3.31) наступним чином. Уявимо інтенсивність повного теплового потоку у вигляді періодичної функції в часі в періоді  $T = 2l$ . Дельта - функція, розкладена в ряд Фур'є в інтервалі  $(-l/2V_{kp}; l/2V_{kp})$  [101]:

$$\delta\left(\tau - \frac{y}{V_{kp}}\right) = \frac{V_{kp}}{l} \sum_{-\infty}^{\infty} e^{ik \frac{\pi V_{kp}}{l} \left(\tau - \frac{y}{V_{kp}}\right)}$$

З огляду на це, гранична умова (3.22) виглядатиме так:

$$\frac{\partial T}{\partial x}(0, y, \tau) = -\frac{C\sqrt{\tau}}{\lambda l} V_{kp} [H(y) - H(y-L)] \sum_{k=-\infty}^{\infty} e^{ik \frac{\pi V_{kp}}{l} \left(\tau - \frac{y}{V_{kp}}\right)}$$

У цьому випадку інтегральним рішенням (3.25) буде:

$$T(x, y, \tau) = \frac{CV_{kp}}{2\pi\lambda l} \int_0^{\tau} \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau - \tau'}} \int_0^L e^{-\frac{V_{\delta}(y-y')}{2a} - \frac{V_{\delta}^2(\tau-\tau')}{4a} - \frac{(y-y')^2+x^2}{4a(\tau-\tau')}} \sum_{k=0}^{\infty} \exp\left[ik \frac{\pi V_{kp}}{l} \left(\tau' - \frac{y'}{V_{kp}}\right)\right] dy'$$

Замінімо змінні:  $\tau - \tau' = Z$ ;  $\tau' = \tau - Z$ ;  $d\tau' = -dZ$  отримуємо:

$$T(x, y, z) = \frac{CV_{kp}}{2\pi\lambda l} \int_0^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{z}} \int_0^L e^{-\frac{V_{\delta}(y-y')}{2a} - \frac{V_{\delta}^2 z}{4a} - \frac{(y-y')^2+x^2}{4az}} \sum_{k=0}^{\infty} \exp\left[ik \frac{\pi V_{kp}}{l} \left(\tau - \frac{y'}{V_{kp}} - z\right)\right] dy'$$

Якщо поставити  $K = 0$ , то цей вираз не залежить від часу і чисельно характеризує регулярну частину температурного поля деталі:

$$T(x, y) = \frac{CV_{kp}}{2\pi\lambda l} \int_0^{\infty} \int_0^L e^{-\frac{V_{\partial}(y-y')}{2a} - \frac{V_{\partial}^2 z}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4az}} \frac{dz}{\sqrt{z}} dy' \quad (3.33)$$

Використовуючи відомі співвідношення [105], запишемо (3.33) в більш простій формі:

$$T(x, y, \tau) = \frac{CV_{kp}}{2\pi\lambda l \sqrt{V_g}} \int_0^L \sqrt[4]{(y-y')^2 + x^2} e^{-\frac{V_{\partial}(y-y')}{2a}} K_{\frac{1}{2}} \left( \frac{V_{\partial}}{2a} \sqrt{(y-y')^2 + x^2} \right) dy' \quad (3.34)$$

Імпульсна складова температурного поля виражається як:

$$T(x, y, \tau) = \frac{CV_{kp}}{2\pi\lambda l} \int_0^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{z}} \int_0^L \exp \left[ -\frac{V_{\partial}(y-y')}{2a} - \frac{V_{\partial}^2 z}{4a} - \frac{(y-y')^2 + x^2}{4az} \right] \sum_{k=0}^{\infty} \cos \frac{k\pi V_{kp}}{l} \left( \tau - \frac{y'}{V_{kp}} - z \right) dy' \quad (3.35)$$

На поверхні (при  $X = 0$ ) вираз для постійної складової температурного поля деталі можна представити через елементарні функції. Для цього скористаємося відомим асимптотичним поданням функції Макдональда для великих значень аргументу [99]:

$$K_{\frac{1}{2}}(z) = \sqrt{\frac{\pi}{2z}} e^{-z} \quad (3.36)$$

Таким чином, вираз (3.34) буде мати вигляд:

$$T_k(0, y, \tau) = \frac{CV_{kp} a}{\lambda l V_g^2} \sqrt{\frac{\pi}{a}} \left\{ \exp \left[ \frac{(L-y)V_g}{a} \right] - \exp \left[ -\frac{V_g y}{a} \right] \right\} \quad (3.37)$$

У [99] показано, що при  $U_g l / (2a) \geq 10$  максимум температурної кривої досягається в точці, де метал виходить із зони нагріву. У нашому випадку це буде точка  $y = L$ . Тоді, враховуючи, що  $L = \sqrt{D_t}$  із (3.37) матимемо:

$$T_{k \max}(L, 0, \tau) = \frac{CV_{kp} a}{\lambda l V_g^2} \sqrt{\frac{\pi}{a}} \left[ 1 - \exp \left( -\frac{V_{\partial} \sqrt{D_t}}{a} \right) \right] \quad (3.38)$$

Отриманий вираз (3.38) дозволяє розрахувати максимальну контактну температуру заготовки, яка формується на кордоні контактної зони із зоною

інтенсивного охолодження, тобто на кордоні зон II і III в залежності від режимів обробки, характеристик використовуваних кругів і теплофізичних властивостей матеріалу, що шліфується.

Цікаво відзначити, що в разі розрахунку максимальних значень постійної складової -  $T_k$  і миттєвої температури з одиничних зерен -  $T_M$  для конкретного матеріалу (рис. 3.7) і при експериментальній оцінці найбільших значень контактної і миттєвої температур отримано досить непоганий збіг теоретичних і фактичних результатів.

Як видно з співвідношень (3.34), (3.37), (3.38), отримані вирази для миттєвих і контактних температур шліфування залежать від багатьох важливих технологічних параметрів - глибини шліфування -  $t_{шл}$ , швидкостей круга  $V_{кр}$  і деталі  $V_g$ , зернистість використовуваних кругів, характеристики зв'язки  $\mu$ , відстань між ріжучими зернами і їх кількість, а також теплофізичні і механічні властивості оброблюваних металів.

У зв'язку з цим можна використовувати ці вирази в якості критеріїв при прогнозуванні умов утворення таких дефектів, як опіки, і глибини їх залягання.

Що стосується вивчення причин тріщини утворення при шліфуванні, то мікро переривчастість температурних полів, що є наслідком процесу різання одиничними зернами, істотно не впливає на характер і інтенсивність розтріскування. Більшою мірою це пов'язано з величиною теплового потоку.

Якісно нові явища в поведінці тріщини подібних дефектів виникають при макропереривчастому шліфуванні, тобто при використанні кругів з переривчастою робочою поверхнею [44].

Інтерес представляє поведінка інтенсивності напружень  $K_I$ , у разі перехідного температурного поля, що утворюється в поверхневому шарі при шліфуванні переривчастими кругами. Для цього розглянемо наступне завдання.

У контактній зоні  $[-a^*, a^*]$ , круга з деталлю є прямолінійний дефект довжиною  $2l$ , частина якого розташована під порожниною, а решта -  $2l - d$  -

під ріжучим виступом. Рівняння теплопровідності (2.3) для цього випадку має вигляд:

$$\alpha \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial T}{\partial \tau} - q \frac{(r)}{2\pi r} \delta(\tau), \quad r = \sqrt{(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2} \quad (3.39)$$

$\xi, \eta$  - координати джерела тепла;  $\delta(\tau)$  - дельта-функція. Граничні умови будуть відповідно

$$\begin{aligned} T(0, y, \tau) &= T_k, \quad \text{іде} \quad d < y < a, \tau > 0 \\ \frac{\partial T}{\partial x}(0, y, \tau) &= T_k, \quad \text{іде} \quad 0 < y < d, \tau > 0 \end{aligned} \quad (3.40)$$

Початкові умови такі ж, як і (2.6).

Задача розв'язується методом інтегральних перетворень Лапласа по  $\tau$  і Ганкеля [99] змінною  $r$ :

$$T_p(x, y) = \int_0^{\infty} T(x, y, \tau) e^{-p\tau} d\tau; \quad T_{p\alpha}(x) = \int_0^{\infty} T_p(r) \mathfrak{I}_0(\alpha r) dr$$

Виконуючи обернені перетворення Лапласа, знаходимо

$$T_p(x, y, \tau) = \frac{q}{2\pi\alpha} \int_0^{\infty} e^{-\alpha^2 a \tau} \alpha \mathfrak{I}_0(\alpha r) d\alpha = \frac{q e^{-\frac{r^2}{4a\tau}}}{2\pi a \tau} \quad (3.41)$$

Температурні напруження можна визначити, розв'язавши рівняння Ламе (2.4) - (2.5) з граничними умовами (2.9).

Нас цікавить той випадок, коли миттєве джерело тепла з інтенсивністю  $q^* = 1$ , діє в точці  $X = \xi_1 = 0, Y = \xi_2$ . У цьому випадку розв'язок крайової задачі. (3.40)-(3.41) за допомогою інтегральних перетворень Ганкеля і Лапласа прийме вигляд:

$$\begin{aligned}
\sigma_y(x, y, \tau) &= -\frac{\mu m}{\pi r^2} \left\{ \left( 1 - e^{-\frac{r^2}{4a\tau}} \right) \left( 1 - \frac{2y^2}{r^2} \right) + \frac{(y-\xi)^2}{2a\tau} e^{-\frac{r^2}{4a\tau}} \right\} \\
\tilde{\sigma}_y(x, y, \tau) &= -\frac{\mu m}{\pi r^2} \left\{ \left( 1 - e^{-\frac{r^2}{4a\tau}} \right) \left( 1 - \frac{2x^2}{r^2} \right) + \frac{x^2}{2a\tau} e^{-\frac{r^2}{4a\tau}} \right\} \\
\tilde{\tau}_{xy}(x, y, \tau) &= -\frac{r\mu m}{\pi r^2} (y-\xi)x \left\{ \frac{e^{-\frac{r^2}{4a\tau}}}{4a\tau} - \frac{\left( 1 - e^{-\frac{r^2}{4a\tau}} \right)}{r^2} \right\}
\end{aligned} \tag{3.42}$$

Можна використувувати вирази (3.41)–(3.42) для визначення температури та напружень для джерел  $q(\xi, \tau)$ , які розподіляються по осі  $X = 0$ ,  $Y > d$ , зі змінною в часі інтенсивністю. Раніше було встановлено факт несталості інтенсивності теплового потоку в часі. Тому визначення температурних напружень для даного випадку представляє інтерес.

Розподіл температури в деталі при цих умовах складе [61]:

$$T(x, y, \tau) = \int_0^\infty d\xi \int_0^\tau \left\{ \frac{q(\varepsilon, \tau')}{4\pi a(\tau - \tau')} e^{-\frac{(y-d-\xi)^2 + x^2}{4a(\tau - \tau')}} \right\} d\tau' \tag{3.43}$$

Тоді знайдемо компоненти напруги за формулами:

$$\begin{aligned}
\sigma'_y &= \int_0^\infty d\xi \int_0^\tau q(\varepsilon, \tau') \bar{\sigma}_y(y-d-\xi, x, \tau - \tau') d\tau' \\
\sigma'_x &= \int_0^\infty d\xi \int_0^\tau q(\varepsilon, \tau') \bar{\sigma}_x(y-d-\xi, x, \tau - \tau') d\tau' \\
\tau'_{xy} &= \int_0^\infty d\xi \int_0^\tau q(\varepsilon, \tau') \bar{\tau}'_{xy}(y-d-\xi, x, \tau - \tau') d\tau'
\end{aligned} \tag{3.44}$$

Вираз для температури, визначеної формулою (3.43), задовольняє умові (3.40). Щоб задовольнити умову (3.40), щільність  $q(\xi, \tau)$  має бути розв'язком наступного інтегрального рівняння:

$$-\int_0^\infty d\xi \int_0^\tau \left\{ \frac{q(\varepsilon, \tau')}{4\pi a(\tau - \tau')} e^{-\frac{(y-\xi)^2}{4a(\tau - \tau')}} \right\} d\tau' = T_k \tag{3.45}$$

де  $y_1 = y - a > 0$ .

Застосовуючи перетворення Лапласа-Карсона в часі до цього рівняння –  $\tau$  і використовуючи теорему про згортку [102], маємо:

$$\int_0^{\infty} \bar{q}(\xi, p) K_0(|y_1 - \xi| \sqrt{\frac{p}{a}}) d\xi = 2\pi a T_k \quad (3.46)$$

Тут  $\hat{q}(\xi, P)$  - Зображення Лапласа-Карсона щільності джерел тепла, розподіленої по плямі контакту ( $X = 0$ ) при  $Y > d$ ;  $K_0(y)$  є модифікованою функцією Бесселя другого роду. Інтегральне рівняння (3.46) належить до класу інтегральних рівнянь Вінера-Хопфа [100]. Його рішення методом факторизації [106] виглядає наступним чином:

$$\tilde{q}(\xi, p) = 2aT_k \left\{ \sqrt{\frac{p}{a}} \operatorname{erf} \left[ \left( \frac{p}{a} \right)^{1/4} \sqrt{\xi} + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \left( \frac{p}{a} \right)^{1/4} \frac{e^{-\xi \sqrt{p/a}}}{\sqrt{\xi}} \right] \right\} \quad (3.47).$$

де

$$\operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-u^2} du; \operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z)$$

Підставивши (3.47) в ліву частину рівняння (3.46) і виконавши інтегрування в точці  $y_1 < 0$ , отримаємо вираз для зображення Лапласа-Карсона функції температури на осі  $X = 0$ :

$$T(0, y, p) = T_k \begin{cases} 1, & y_1 > 0 \\ \operatorname{erfc}(\sqrt{|y_1|} \left( \frac{p}{a} \right)^{1/4}), & y_1 < 0 \end{cases} \quad (3.48)$$

Для обчислення оригінала (3.48) скористаємося відомою формулою операційного розрахунку [107]:

$$\tilde{f}(\sqrt{p}) = \frac{1}{\sqrt{\pi\tau}} \int_0^{\infty} e^{-\frac{u^2}{4\tau}} f(u) du \quad (3.49)$$

і співвідношенням:

$$\operatorname{erfc} \sqrt{\alpha p} = \begin{cases} \frac{2}{\pi} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\tau}{\alpha} - 1} & \tau > \alpha \\ 0, & \tau < \alpha \end{cases} \quad (3.50)$$

Виходячи з (3.48) – (3.50), отримаємо:

$$T(0, y, \tau) = T_k \begin{cases} 1, & y_1 > 0 \\ \frac{2}{\pi} \frac{|y_1|}{\sqrt{\pi a \tau}} \int_0^{\infty} e^{-\frac{|y_1|^2 \tau_1^2}{4a\tau}} \operatorname{arctg} \sqrt{\tau_1 - 1} d\tau_1, & y_1 < 0 \end{cases} \quad (3.51)$$

Інтегруючи його частинами, перетворимо це рівняння в наступний вигляд:

$$T(0, y, \tau) = T_k \begin{cases} 1, & y_1 > 0 \\ \frac{1}{\pi} \int_1^{\infty} \operatorname{erfc} \left[ \frac{|y_1| \tau_1}{2\sqrt{a\tau}} \right] \frac{d\tau_1}{\tau_1 \sqrt{\tau_1 - 1}}, & y_1 < 0 \end{cases} \quad (3.52)$$

Компоненти напруженого стану, визначені формулою (3.44), задовольняють наступним умовам на межі  $X = 0$ :

$$\begin{aligned} \tau'_{xy}(0, y, \tau) &= 0; \\ \sigma'_x(0, y, \tau) &= \frac{\mu\kappa}{\pi} \int_0^{\infty} d\xi \int_0^{\tau} q(\xi, \tau') \frac{1 - \exp\left[-\frac{(y-d-\xi)^2}{4a(\tau-\tau')}\right]}{(y-\xi)^2} d\tau' \end{aligned} \quad (3.53)$$

З урахуванням виразу (3.53) і з урахуванням рівності:

$$\begin{aligned} \tau'_{xy}(0, y, \tau) &= 0; \\ \frac{1}{4a(\tau-\tau')} \int_0^1 \exp\left[-\frac{(y-d-\xi)^2}{4a(\tau-\tau')}\right] d\alpha &= \frac{1 - \exp\left[-\frac{(y-d-\xi)^2}{4a(\tau-\tau')}\right]}{(y-d-\xi)^2} \end{aligned}$$

запишемо (3.48) так:

$$\sigma'_x(0, y, \tau) = \mu\kappa \int_0^1 T(0, y, \frac{\tau}{\alpha}) d\alpha - 2\mu\kappa T(0, y, \tau). \quad (3.54)$$

Напружений стан поверхневого шару не змінюється, якщо температурну функцію  $T(x, y, \tau)$  замінити виразом  $T(x, y, \tau) - T_k$ , так як складові напружень, що відповідають рівномірному нагріванню площини і зникають на нескінченності, тотожно дорівнюють нулю. Тому формулу (3.54) можна записати так:

$$\sigma'_x(0, y, \tau) = \mu\kappa T_k + \mu\kappa \int_0^1 T(0, y, \frac{\tau}{\alpha}) d\alpha - 2\mu\kappa T(0, y, \tau). \quad (3.55)$$

Підставляючи вираз для розподілу температури в деталі (3.52) в формулу (3.55), отримаємо наступний вираз для визначення складових напруженого стану на поверхні  $X = 0$  при знаходженні у вигляді:

$$\begin{aligned} \sigma'_x(0, y, \tau)|_{y < d} &= \mu x T_k + \frac{\mu x T_k}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{1}{\tau' \sqrt{\tau' - 1}} \operatorname{erfc} \left[ \frac{(d - y) \tau'}{2 \sqrt{a \tau'}} \right] d\tau' + \\ &+ \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{\sqrt{a \tau'}}{(d - y) \tau'} e^{-\frac{(d - y)^2 \tau'^2}{4 a \tau'}} - \frac{2 a \tau'}{(d - y)^2 \tau'^2} \operatorname{erf} \left[ \frac{(d - y) \tau'}{2 \sqrt{a \tau'}} \right] \\ \sigma'_x(0, y, \tau)|_{y > d} &= 0. \end{aligned} \quad (3.56)$$

Для того, щоб при  $y > a^*$  береги тріщин були без напружень, вважаємо напружений стан з компонентами  $\sigma''_x$ ,  $\sigma''_y$ ,  $\tau''_{xy}$ , підібраними таким чином, щоб задовольнити наступним умовам:

$$\tau''_{xy}(0, y, \tau) = 0; \quad \sigma'_x(0, y, \tau) + \sigma''_x(0, y, \tau) = 0 \quad (3.57)$$

Таким чином, для нормального напруження  $\sigma''_x$  на продовженні тріщини отримаємо вираз:

$$\sigma''_x(0, y, \tau) = \frac{1}{\pi \sqrt{|y|}} \int_0^{\infty} \frac{\sqrt{u} \sigma'_x(0, u, \tau)}{u - y} du. \quad (3.58)$$

На підставі (3.52), (3.58) і (3.41) знаходимо коефіцієнт інтенсивності напруженості для тріщини в разі суцільного контакту, тобто коли оброблювана поверхня з дефектом на ділянці зони Р піддається безперервному нагріванню:

$$\begin{aligned} K &= \lim_{y \rightarrow 0} \left[ \sqrt{2 \pi y} \sigma_x(0, y, \tau) \right] = 2 \sqrt{\frac{2}{\pi}} \mu x T_k \sqrt{d} - \sqrt{\frac{2}{\pi}} \mu x T_k \sqrt{d} \frac{1}{\pi} \int_1^{\infty} \frac{d\tau'}{\sqrt{1 - \xi}} \times \\ &\times \left\{ \int_0^1 \operatorname{erfc} \left( \frac{\tau'}{\tau^*} \xi \right) \frac{d\xi}{\xi \sqrt{1 - \xi}} + \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{\tau'}{\tau^*} \int_0^1 \left[ e^{-\frac{\tau'^2 \xi^2}{\tau^2}} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{\tau'}{\tau^* \xi} \operatorname{erf} \left( \frac{\tau'}{\tau^*} \xi \right) \right] \frac{d\xi}{\xi \sqrt{1 - \xi}} \right\} \end{aligned} \quad (3.59)$$

$$\text{Тут } \tau^* = \frac{2 \sqrt{a \tau}}{d}, \quad \sigma_x(0, y, \tau) = \sigma'_x(0, y, \tau) + \sigma''_x(0, y, \tau)$$

На рис.3.8. представлено графік залежності величини

$$K^* = \frac{K}{2\sqrt{2\mu}} \frac{\sqrt{\pi}}{xT_k\sqrt{a}} a\tau^* \text{ від часу, коли джерело тепла знаходиться в постійному}$$

контакті з дефектом.

Як видно з графіка, найбільш небезпечними з точки зору поширення тріщини є початкові моменти часу.

Розглянемо випадок, коли поверхневий шар з дефектом  $X = 0$ ,  $y > 0$  знаходиться під впливом температурного поля, що задовольняє умовам на осі  $X = 0$ :

$$\begin{aligned} T(0, y, \tau) &= T_k, \quad \text{при } d < y < d + l \\ T(0, y, \tau) &= 0, \quad \text{при } y > d + l \\ \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} &= 0, \quad \text{при } y < d \end{aligned} \quad (3.60)$$

В цьому випадку вираз для температури можна отримати наступним чином. До рішення (3.41), (3.56) додаємо доданок такого ж вигляду, в якому замінюємо  $T_k$  на  $(-T_k)$ , а  $a$  на  $a + 1$ . Тоді для температури на осі  $X = 0$  отримаємо:

$$T(0, y, \tau) = \begin{cases} 1, & d < y < d + l \\ \frac{1}{\pi} \int_1^\infty \left\{ \operatorname{erfc} \left[ \frac{|y-d|\tau'}{2\sqrt{a\tau}} \right] - \operatorname{erfc} \left[ \frac{|y-d-l|\tau'}{2\sqrt{a\tau}} \right] \right\} \frac{d\tau'}{\tau'\sqrt{\tau'-1}}, & y < d. \end{cases} \quad (3.61)$$

Для коефіцієнта інтенсивності напруженості, що відповідає заданому температурному полю, отримаємо вираз:

$$K = \sqrt{\frac{2}{\pi}} 2\mu\alpha T_k \sqrt{d} \left[ 1 - \sqrt{1+S} + F(\tau^*, S) - F(\tau^*, 0) \right] \quad (3.62)$$

Тут

$$\begin{aligned} S &= l/d, \quad F(\tau^*, S) = \frac{1}{2\pi} \int_1^\infty \int_0^1 \operatorname{erfc} \left( \frac{\tau'}{\tau^*} (S + \xi) \right) \frac{d\xi}{\sqrt{1-\xi}} + \\ & \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{\tau_1^*}{\tau'} \int_0^1 \left\{ e^{-\frac{(S+\xi)^2 \tau'^2}{\tau^{*2}}} - \frac{\sqrt{\pi}\tau^*}{2\tau'(S+\xi)} \operatorname{erf} \left( \frac{\tau'}{\tau^*} (S + \xi) \right) \right\} \frac{d\xi}{(S+\xi)\sqrt{1-\xi}} \Bigg\} \frac{d\tau'}{\tau'\sqrt{\tau'-1}} \end{aligned}$$

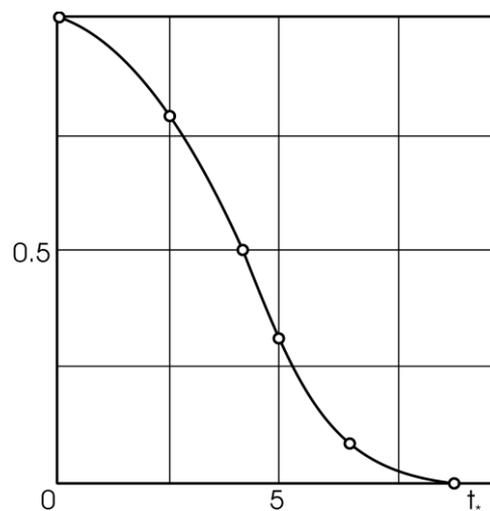
Залежність  $K^* = \frac{K}{2\sqrt{2\mu}} \frac{\sqrt{\pi}}{xT_k\sqrt{a}}$  від  $\tau^*$  показано на рис. 3.8.

Температурне поле, що задовольняє умовам (3.60), тобто в разі переривчастого контакту джерела тепла з дефектом, призводить до виникнення стискаючих нормальних напружень на продовженні дефекту, що сприяє гальмуванню розвитку тріщини.

Таким чином, можна використовувати локальні термопружні поля як інструмент, здатний контролювати траєкторію і швидкість розвитку дефектів, таких як тріщини.

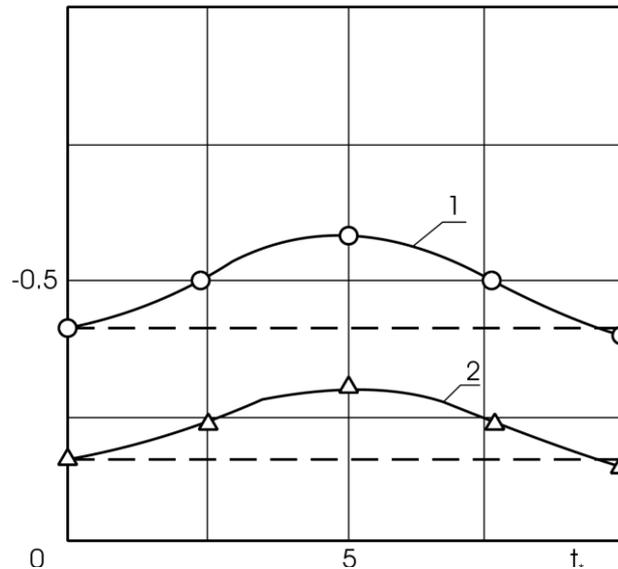
Один з технологічних методів управління запобіганню виникнення тріщин при шліфуванні металів є застосування переривчастого шліфування.

$$\frac{K}{2\sqrt{2\mu}} \frac{\sqrt{\pi}}{mT_0\sqrt{a}}$$



**Рис. 3.8.** Залежність коефіцієнта інтенсивності напружень від часу при суцільному контакті джерела тепла з дефектом.

$$\frac{K}{2\sqrt{2}\mu} \frac{\sqrt{\pi}}{mT_0\sqrt{d}}$$



**Рис. 3.9** Залежність коефіцієнта інтенсивності напружень від часу при переривчастому контакті джерела тепла з дефектом 1 -  $\lambda = 0,5$ ; 2 -  $\lambda = 1$  ( $l_{bc} = l_{bn}$ ).

У роботах [1,3,4,5,12, 20, 28, 44] було встановлено, що при шліфуванні металів суцільними і переривчастими кругами в одних і тих же режимах відбувалося більш інтенсивне руйнування оброблюваної поверхні в разі суцільного шліфування. І це, як видно з представлених тут досліджень, пов'язано не стільки зі зменшенням інтенсивності теплового потоку і величини контактних температур, скільки з тим, що термопружні напруження, що утворюються у випадках переривчастого шліфування, носять стискаючий характер (рис. 3.9).

Дослідження проводилися на зразках зі сталі I2X2H4A кругах 24A25CM18K5 а - суцільним; в - переривчастим с  $l_{bc} = 25$  сс,  $l_{bn} = 20$  мм и б - переривчастим с  $l_{bn} = l_{bc}$ . Режими шліфування вибиралися виходячи зі стану тріщин на оброблюваних поверхнях. З порівняння стану цих поверхонь видно, що переривчасте шліфування значно знижує інтенсивність розтріскування.

### 3.2 Вплив сил різання на утворення тріщин при шліфуванні виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення

Аналіз причин розтріскування при шліфуванні сплавів з -низькими механічними властивостями, таких як ЮНДК 24, ЮНДК 35Т5, зумовив вибір сил різання як критерій умов виникнення шліфувальних тріщин на оброблюваній поверхні [108].

Дійсно, однією з особливостей процесу шліфування є нестабільність сил різання -  $P_Z$  і  $P_Y$ . Характер їх зміни визначається в основному характером зносу круга.

Інтенсивне налипання металу на ріжучі зерна круга погіршує його ріжучу здатність і збільшує зусилля шліфування. Затуплення абразивних зерен також призводить до зміни сил різання. При цьому є можливість збільшити зусилля різання  $P_Z$  і  $P_Y$  у порівнянні з гострим колом в 1,7 і 3,4 рази відповідно [109].

Крім того, зміна режимів шліфування, зокрема, зменшення частоти обертання круга і збільшення швидкості деталі і глибини шліфування, також сприяє збільшенню сил різання [109].

Тому представляється можливим, що при механічній обробці сплави з відносно низькими властивостями міцності, при певному поєднанні режимів сил різання, особливо тангенціальної складової  $P_Z$ , визначають умови розтріскування оброблюваних поверхонь.

Дослідження математичних моделей сил, створюваних шліфуванням [110], показують, що сили, створювані шліфуванням, складаються з двох складових - власне сил різання і сил тертя. При цьому співвідношення дійсних сил різання і сил тертя дотичної і нормальної складових лежать в межах, обмежених значеннями 0,2-0,59.

Експериментальні дослідження сил шліфування дозволяють розглянути їх за складовими частинами у вигляді:

$$\begin{aligned} P_y &= P_{yc} + P_{y\mu} \\ P_z &= P_{zc} + P_{z\mu} \end{aligned} \quad (3.63)$$

де  $P_Y$  - нормальна сила шліфування;  $P_Z$  – тангенціальна сила шліфування  $P_{Yc}$ ,  $P_{Zc}$  - нормальна і тангенціальна складові сил, які сприяють формуванню сколу;  $P_{Y\mu}$ ,  $P_{Z\mu}$  - нормальна і тангенціальна складові сил, обумовлені тертям.

Існує зворотний вплив між силою шліфування і зоною зносу площини зносу круга за умови, що параметри кінематичного процесу залишаються постійними рис.3.10. Під час звичайного процесу шліфування, який гарантує відсутність пригорання, нормальна сила шліфування  $P_Y$  зростає лінійно зі збільшенням площі зносу круга, вказуючи на те, що середній контактний тиск  $P$  між площинами зносу і зоною обробки, також збільшується поступово і пропорційно твердості оброблюваного матеріалу. У зв'язку з тим, що тангенціальна сила також лінійно зростає зі збільшенням площі площини зносу, коефіцієнт тертя ковзання  $\mu$  між площинами зносу і площею обробки також залишається постійним.

Коефіцієнт тертя ковзання дорівнює відношенню між нахилом кривої сили зсуву і нахилом кривої нормальної сили.

Якщо  $S_K^*$  являє собою зону фактичного контакту круга і оброблюваною деталлю, то:

$$\begin{aligned} P_y &= P_{yc} + S_K^* \bar{P} \\ P_z &= P_{zc} + \mu S_K^* \bar{P} \end{aligned} \quad (3.64)$$

Для сили різання, створюваної одним зерном, можна отримати наступний результат:

$$\begin{aligned} P_{ey} &= P_{eyc} + P_{ey\mu} = P_{eyc} + \delta_e \bar{P} \\ P_{ez} &= P_{ezc} + P_{ez\mu} = P_{ezc} + \mu \delta_e \bar{P} \end{aligned} \quad (3.65)$$

де  $\delta_e$  - передня зона активного зерна, яка є зоною реального контакту активного зерна з оброблюваною поверхнею.

Зв'язок між силою сколу, вираженою в формулах (3.64) - (3.65), і поперечним перерізом сколу, одержане з результатів експерименту. Відомо, що сила різання завжди має лінійну залежність від товщини сколу  $d_c$ . Якщо  $d_c = 0$ , тоді сила різання дорівнює залишковій силі стиснення. Тому, віднявши від загальної сили різання силу стиснення, можна знайти силу, яку утворює стружка, яка пропорційна товщині необробленої стружки. У разі чистого процесу сколювання має місце наступне рівняння  $P_E = K_1 Q$ , де  $K_1$  - специфічна сила формування відколу, яка входить у нормальну силу шліфування.

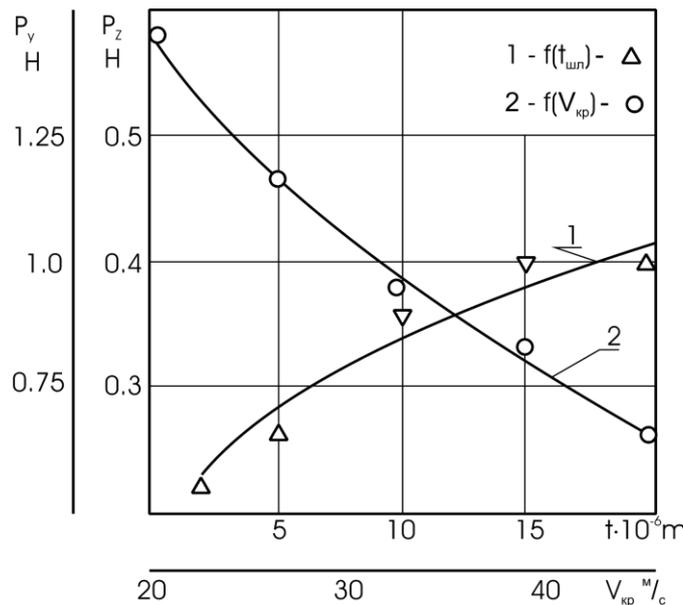


Рис. 3.10. Вплив режимів обробки  $V_{кр}$  і  $t_{шл}$  на величину сил різання  $P_Y$  і  $P_Z$ .  
Матеріал сталь 12Х2Н4А.

Що стосується тангенціальної сили сколювання, то слід зазначити, що якщо взяти конусоподібну форму зерен і їх орієнтацію в напрямку радіуса круга, то можна отримати наступне співвідношення:

$$\frac{P_{ezc}}{P_{eyc}} = \frac{\pi}{4 \operatorname{tg} \theta} = \varphi \quad (3.66)$$

де  $\theta$  - половину кута верхньої частини зерен. То:

$$P_{ezc} = \varphi k_2 Q \quad (3.67)$$

З рівнянь (3.65), (3.66), (3.67) знаходимо:

$$P_{ey} = k_1 Q + \delta_e \bar{P}$$

$$P_{ez} = \varphi k_1 Q + \mu \delta_e \bar{P}$$

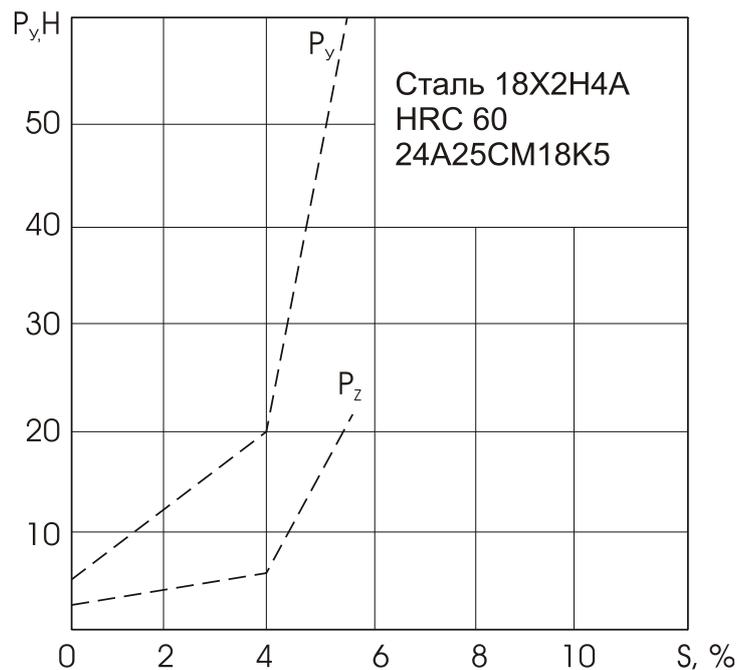
Нормальна  $P'_y$  і дотична  $P'_z$  сили шліфування на одиницю ширини шліфування  $S_T^*$ , що діють між кругом і зоною обробки, дорівнюють сумарним нормальним і дотичним силам усіх активних зерен, в зоні контакту між кругом і зоною обробки на одиницю ширини шліфування:

$$P'_y = \sum_{i=1}^n (P_{eyc}^i + P_{ey\mu}^i) = P'_{yc} + P'_{y\mu}$$

$$P'_z = \sum_{i=1}^n (P_{ezc}^i + P_{ez\mu}^i) = P'_{zc} + P'_{z\mu}$$
(3.68)

Таким чином, сила стружки, яка є частиною загальної нормальної сили шліфування на одиницю площі зносу, дорівнює (рис. 3.11):

$$P'_{yc} = \sum_{i=1}^n k_1 Q_i = k_1 \sum_{i=1}^n Q_i$$
(3.69)



**Рис. 3.11. Вплив зони площини зносу круга - S % на сили шліфування PY и PZ.**

де  $\Sigma Q_i$  - Сумарне значення всіх поперечних перерізів стружки на одиницю ширини шліфування. Звідси ми можемо отримати вираз для  $\Sigma Q_i$  з урахуванням кінематичних параметрів процесу шліфування у вигляді:

$$\sum_{i=1}^n Q_i = \frac{V_g}{V_{kp}} t_{o\ddot{e}} \quad (3.70)$$

$$P'_{yc} = k_1 \frac{V_g}{V_{kp}} t_{o\ddot{e}} \quad (3.71)$$

З рівняння (3.65) нормальна складова сумарної сили шліфування на одиницю ширини шліфування  $P'_{y\mu}$  задається формулою  $P'_{y\mu} = N \bar{\delta}_e \bar{P}$ , де  $N$  - кількість всіх одночасно працюючих зерен на одиницю ширини шліфування, а  $\bar{\delta}_e$  - середня площа вершини на активну кількість зерен.

Інтегруючи функцію  $P'_y$  за загальною довжиною контакту від  $L=0$  до  $L=L_k$ , отримаємо:

$$P'_y = \int_0^{L_k} P'_y(l) dl \quad (3.72)$$

Використовуючи існуючі моделі сил, що утворюються при шліфуванні [110] для робочих зерен, знайдено:

$$P'_{y\mu} = \frac{\bar{\delta}PA}{1+\alpha} [C_1]^\beta \left[ \frac{V_g}{V_{kp}} \right]^\alpha [t_{o\ddot{e}}]^{1+\alpha} [D_{kp}]^{1-\alpha} \quad (3.73)$$

де  $A$  - коефіцієнт пропорційності;  $C_1$  - статистична щільність розподілу ріжучих кромки зерен круга;  $\alpha, \beta$  - показникові коефіцієнти, пов'язані з розподілом кромки на периферії круга і змінюються в межах:  $0 < \alpha < 2/3$ ;  $S < \beta < 2/3$ .

Додаючи компоненту, що утворює скол, і компоненту тертя, що входить в нормальну силу шліфування на одиницю ширини шліфування, отримаємо:

$$P'_y = k_1 \frac{V_\partial}{V_{kp}} t_{\partial\ddot{e}} + \frac{\overline{\delta PA}}{1+\alpha} [C_1]^\beta \left[ \frac{V_\partial}{V_{kp}} \right]^\alpha t_{\partial\ddot{e}}^{\frac{1+\alpha}{2}} D_{kp}^{\frac{1-\alpha}{2}} \quad (3.74)$$

Аналогічно для тангенціальної сили шліфування на одиницю ширини шліфування маємо:

$$P'_z = \phi k_1 \frac{V_\partial}{V_{kp}} t_{\partial\ddot{e}} + \frac{\mu \overline{\delta PA}}{1+\alpha} [C_1]^\beta \left[ \frac{V_\partial}{V_{kp}} \right]^\alpha t_{\partial\ddot{e}}^{\frac{1+\alpha}{2}} D_{kp}^{\frac{1-\alpha}{2}} \quad (3.75)$$

Таким чином, будується модель сил шліфування, що складається з двох доданків. Перший доданок відповідає силі сколювання, другий - силі тертя.

На практиці тріщини найчастіше з'являються при шліфуванні кругами з затупленими зернами. Тому логічно припустити, що на механізм зародження шліфувальних тріщин більшою мірою впливають складові сил тертя -  $P'_{Y\mu}$  і  $P'_{Z\mu}$ .

Для остаточного з'ясування їх ролі в утворенні шліфувальних тріщин розглянемо проблему напружено-деформованого стану поверхневого шару оброблюваних деталей під дією складових сил шліфування -  $P'_{Y\mu}$  і  $P'_{Z\mu}$ .

Математична постановка задачі містить рівняння Ламе (2.4) – (2.5), права частина яких включає в себе сили  $P'_{Y\mu}$  і  $P'_{Z\mu}$ . У цьому випадку граничні умови будуть наступними:

$$\begin{aligned} \sigma_x(x, y)|_{x=0} &= 0, \quad |y| > a; \\ \tau_x(x, y)|_{x=0} &= 0, \quad |y| > a; \end{aligned} \quad (3.76)$$

$$\left( \tau_{xy} + \mu \sigma_x \right) |_{x=0} = 0, \quad u = \frac{x^2}{2R}, \quad |y| < a \quad (3.77)$$

Під останньою умовою слід розуміти наступне. Під кругом існує лінійна залежність між нормальним тиском і тангенціальним навантаженням. Крім того, величина переміщення  $U$  у зоні контакту  $2a$  круга з деталлю для

спрощення замінено на параболу;  $\mu$  - коефіцієнт тертя між абразивом і оброблюваним металом.

Виникаючі в поверхневому шарі пружні нормальні  $\sigma_x(x, y)$  і дотичні  $\tau_{xy}(x, y)$  напруження будемо шукати через функцію напружень Эйрі  $\Phi(x, y)$  [111]:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}; \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}; \quad \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} \quad (3.78)$$

Якщо скористатися представленням функції напружень  $\Phi(x, y)$  через комбінацію комплексних функцій  $\Phi(Z)$  і  $\Psi(Z)$ ,  $Z = x + iy$  і пов'язаних з ними функцій  $\bar{\Phi}(Z)$  і  $\bar{\Psi}(Z)$  [112], Тоді отримуємо формули для максимального тангенціального напруження  $\tau_{xy}^{\max}$  і головних напружень  $\sigma_1$  і  $\sigma_2$ :

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= [\Phi(z) + \bar{\Phi}(\bar{z})] + [\bar{z}\Phi(z) + \Phi(z)] \\ \sigma_2 &= [\Phi(z) + \Phi(\bar{z})] - [\bar{z}\Phi(z) + \Phi(z)] \\ \sigma_1 + \sigma_2 &= \sigma_x + \sigma_y \\ \tau_{xy}^{\max} &= [\bar{z}\Phi'(z) + \Psi'(z)] \end{aligned} \quad (3.79)$$

Функції  $\Phi(Z)$  і  $\Psi(Z)$ , у свою чергу, визначаються із співвідношень [111]:

$$\begin{aligned} \Phi(z) &= -\frac{1}{2\pi i} W_1(z) + \frac{1}{2\pi i} W_2(z) \\ \Psi(z) &= -\frac{1}{\pi} W_2(z) + \frac{1}{2\pi i} W_1'(z) - \frac{z}{2\pi} W_2'(z) \end{aligned} \quad (3.80)$$

де  $W_1(Z)$  и  $W_2(Z)$  - функції комплексної змінної, що представляють собою інтеграли типу Коші, густини яких дорівнюють значенням нормального тиску і тангенціальних сил, що діють на поверхню деталі відповідно.

Розв'язуючи неоднорідну задачу Рімана-Гільберта (2.4), (2.5), (3.76), (3.77) визначаємо функцію  $W_1(Z)$ . Питомий тиск в зоні контакту круга із деталлю визначається за формулою [113]:

$$\sigma_x(0, y) = \frac{\sin \pi \Theta^*}{\pi} \frac{P_y}{\sqrt{a^2 - y^2}} \left( \frac{a+y}{a-y} \right)^{\frac{1}{2} - \Theta^*} \quad (3.81)$$

Де:  $\theta^* = \frac{1}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{1-2\nu}{2\rho(1-\nu)}$ ;  $\nu$  - коефіцієнт Пуассона;  $E$  - модуль пружності матеріалу, що шліфується.

Якщо  $2a = L_k = \sqrt{D_{k\rho} t_{\text{оє}}}$ , то вираз для нормальних напружень можна переписати так:

$$\sigma_x(0, y) = \frac{\sin \pi\theta^*}{\pi} \frac{P_y}{\sqrt{Dt - y^2}} \left( \frac{\sqrt{Dt} + y}{\sqrt{Dt} - y} \right)^{\frac{1}{2} - \theta^*} \quad (3.82)$$

Тангенціальне навантаження  $\tau_{xy}$ , що сприяє розкриттю шліфувальних тріщин, визначається відомим тиском:

$$\tau_{xy}(0, y) = \frac{\mu \sin \pi\theta^*}{\pi} \frac{P_y}{\sqrt{Dt - y^2}} \left( \frac{\sqrt{Dt} + y}{\sqrt{Dt} - y} \right)^{\frac{1}{2} - \theta^*} \quad (3.83)$$

Можна відзначити, що наявність сил тертя між абразивом і металом призводить до того, що точка, де тангенціальні напруження досягає максимального значення, переміщається до поверхні деталі. На рис.3.12, 3.13 показані ізокліни, тобто лінії рівних головних напружень зсуву при відсутності ( $\mu = 0$ ) (рис.3.12), і у випадку наявності (рис.3.13) ( $\mu \neq 0$ ) сил тертя. Значний вплив сил тертя на характер утворення тріщин підтверджується і тим, що траєкторія руху тріщин найчастіше розташовується перпендикулярно напрямку обробки. Експериментально продемонстровано характерний вигляд шліфувальних тріщин, отриманих при обробці магнітів ЮНДК 35Т5 тупим кругом, тобто при досягненні дотичних напружень максимальних значень.

Існуючими технологічними прийомами, що знижують тертя між абразивом і оброблюваним металом, є імпрегнування кругів [110], їх періодична правка, а також застосування МОТС.

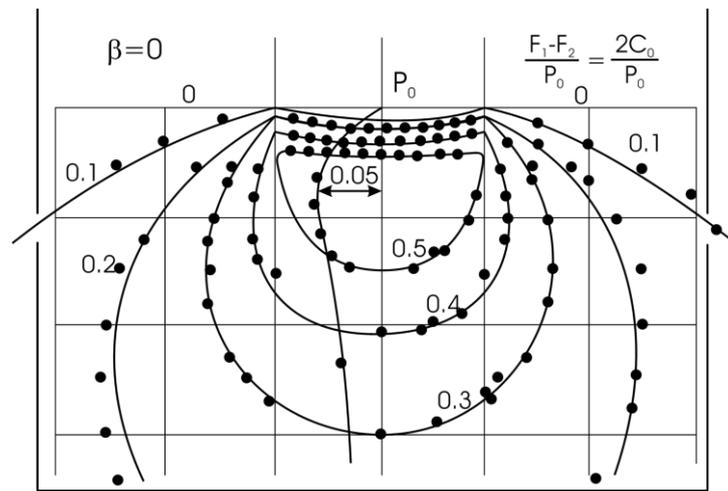


Рис. 3.12. Розподіл рівних головних ліній зсувних напружень при відсутності сил тертя ( $\rho = 0$ ).

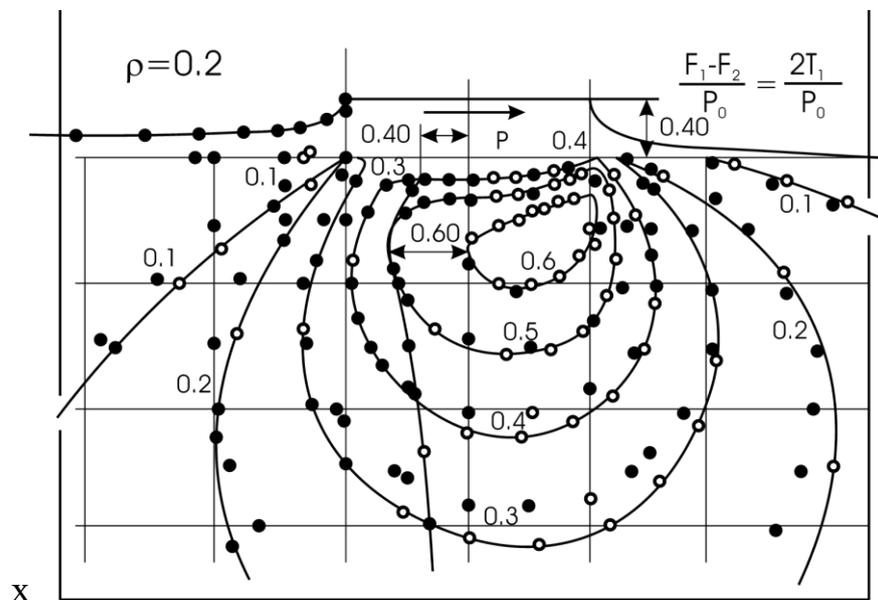


Рис. 3.13 Розподіл ізоклінів при наявності сил тертя ( $\rho \neq 0$ ).

### 3.3 Вплив режимів шліфування на дефектоутворення в поверхневому шарі виробів із матеріалів, схильних до структурних перетворень і низької тріщиностійкості

Відомо, що шліфування забезпечує високу точність і низькі значення шорсткості деталей при відносно низькій продуктивності. Підвищення продуктивності обробки за рахунок жорсткості режимів (збільшення глибини різання, швидкості деталі) призводить до зміни фізико-механічних

властивостей робочих поверхонь. Тому важливо правильно призначити режими різання, що забезпечують оптимальні характеристики обробки (продуктивність і якість поверхні шліфувальних деталей).

Глибина різання в значній мірі впливає на появу шліфувальних дефектів типу припиків та тріщин.

На рис.3.14, 3.15 представлені експериментальні і розрахункові за формулами (3.35), (3.36), (3.37) значення, контактної температури -  $T^{\circ}\text{C}$  в залежності від глибини шліфування і швидкості деталей для сталі 18X2H4BA - Ш і сплава ЮНДК35Т5. На рис. 3.16 знайдено вплив швидкості деталі  $V_{\delta}$  на величину температури в зоні різання -  $T_{\kappa}^{\circ}\text{C}$ . Криві 1,2 – теоретична і експериментальна залежності  $T=f(V_{\delta})$  для сталі 18X2H4BA-Ш; 3,4 – для сплава ЮНДК35Т5 після ТМО; 5 – експериментальна залежність  $T_{\kappa} = f(V_{\text{g}})$  для ЮНДК35Т5 до ТМО, круг 24A25СМТ8К5.

З наведених графіків видно, що функціональні зв'язки між температурою шліфування і технологічними параметрами, отриманими в розділах 2 і 3, досить добре збігаються з експериментальними даними. Максимальне відхилення розрахункових і експериментальних значень контактних температур становить 10%.

Розподіл мікротвердості  $H_{100}$  за глибиною  $h$  в залежності від глибини -  $t_{\text{шл}}$ , приведене на рис.3.17, підтверджує домінуючий вплив -  $t_{\text{шл}}$ , на зміну фізико-механічні властивості поверхневого шару матеріалу, що шліфується. Адже при збільшенні глибини шліфування в тонкому шарі, товщиною 15-25 мкм внаслідок високих температур і великого охолодження спостерігається підвищена мікротвердість, відповідна структурі загартовування аустеніту. На глибині 25-50 мкм утворюється зона зниженої мікротвердості, відповідна структурі, яка поширюється в разі шліфування з глибиною різання -  $t_{\text{шл}} = 3 \cdot 10^{-5}$  м до  $h = 5 \cdot 10^{-4}$  м. Під певною комбінацією  $t_{\text{шл}}$  и  $V_{\text{g}}$  (див. рис.3.17, пунктирна крива) вдається значно збільшити товщину загартованого шару і отримати з поверхні так званий білий шар.



Рис. 3.14. Характерний зовнішній вигляд отриманих шліфувальних тріщин при обробці магнітів ЮНДК 35Т5 затупленим кругом 24А25СМІ8К5.

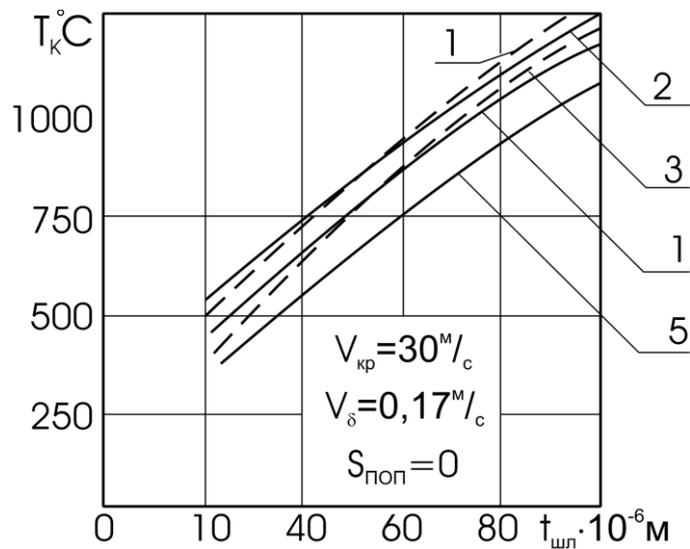


Рис. 3.15. Вплив глибини шліфування -  $t$  на температуру в зоні різання-  $T_{Кo C}$ . Криві 1, 2 - відповідно, теоретичні та експериментальні залежності  $T = f(t)$  для сталі 18Х2Н4ВА-Ш; 3,4 - для сплаву ЮНДК35Т5 після ТМО; 5 - експериментальна залежність  $T = f(t)$  для матеріалу ЮНДК35Т5 до ТМО, круг 24А25СМІ8К5.

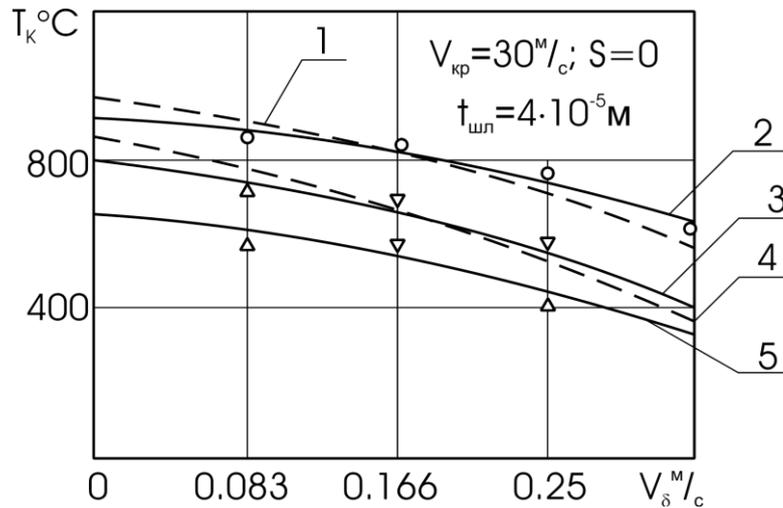


Рис. 3.16. Вплив швидкості деталі  $Vg$  на величину температури в зоні різання -  $T_k$ . Криві 1,2 - теоретичні та експериментальні залежності  $T = f(Vg)$  для сталі 18X2H4BA-Ш; 3,4 - для сплаву ЮНДК35Т5 після ТМО; 5 - експериментальна залежність  $T_k = f(Vg)$  для ЮНДК35Т5 до ТМО. Круг 24A25СМТ8К5.

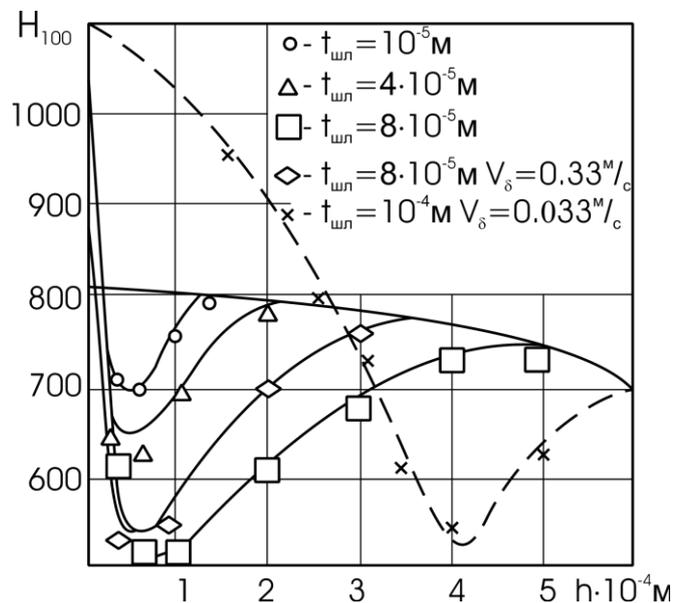


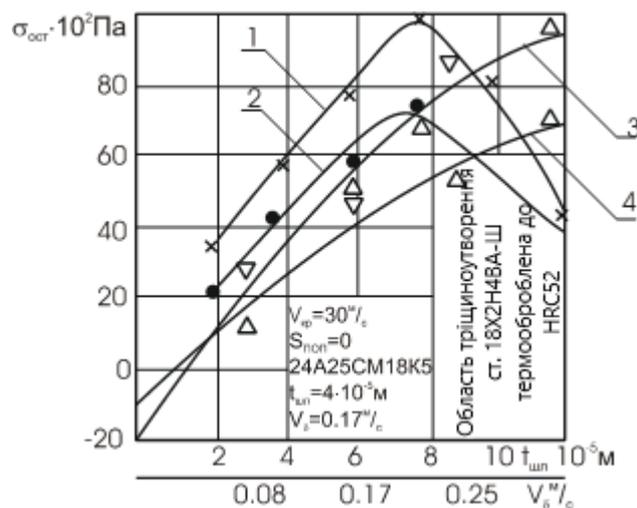
Рис. 3.17. Розподіл мікротвердості -  $H_{100}$  за глибиною -  $h$  поверхневого шару в залежності від глибини різання -  $t$ . Режими обробки  $V_{кр} = 30$  м/с;  $Vg = 0,17$  м/с;  $S = 0$ . Круг 24A25СМТ8К5. Матеріал ст. 18X2H4BA-Ш.

Тут слід зазначити, що шліфування деталей, що працюють під великими навантаженнями, на великій глибині різання і на низьких швидкостях столу -  $Vg$ , дозволяє навести білий шар на поверхню цих деталей на глибину = 1, 2 - 2 мм, що значно підвищує експлуатаційні властивості таких деталей.

Важливим показником стану поверхневого шару деталей є величина залишкових напружень. З режимів шліфування найбільший внесок у формування  $\sigma_{ост}$  вносить глибина різання тшл.

На рис.3.18 (криві 1,2) наведено експериментальні залежності величини залишкових напружень  $\sigma_{ост} = f(t)$  на глибинах від поверхні  $h_1 = 0,15 \cdot 10^{-4}$  м и  $h_2 = 0,3 \cdot 10^{-4}$  м. Поряд з уже відомими твердженнями про природу цих залежностей [5, 9,10, 11, 12, 15, 17, 89, 96], слід прокоментувати різке падіння значення  $\sigma_{ост}$  при глибинах різання тшл, які спричиняють розтріскування на поверхнях, що шліфуються. У розділі 2 при розгляді причин появи шліфувальних тріщин підкреслювалося, що при утворенні нових поверхонь розриву частина пружної енергії вивільняється з оброблюваної поверхні.

Напруження, що виникають під впливом термомеханічних явищ, що супроводжують процес шліфування, беруть участь в утворенні величини і знака  $\sigma_{ост}$  в поверхневому шарі. У разі утворення шліфувальних тріщин, велика



**Рис. 3.18.** Залежність від залишкового значення напруження  $\sigma_{ост}$  від глибини шліфування -  $t$  і швидкості деталі -  $V_g$ . Криві 1,2 -  $\sigma_{ост} = f(t)$  на глибині та на поверхні, відповідно  $h_1 = 0,15 \cdot 10^{-4}$  м и  $h_2 = 0,3 \cdot 10^{-4}$  м;  
3, 4 -  $\sigma_{ост} = f(V_g)$  відповідно на  $h_1$  и  $h_2$ .

частина потенційної енергії -  $U$  витрачається на зародження і розвиток тріщин, тому відбувається значне падіння оброблюваної поверхні  $\sigma_{ост}$ . Величина

залишкових напружень також змінюється під дією іншого параметра швидкості деталі  $V_g$  (рис.3.18, криві 3,4). При цьому низькі швидкості  $V_g$  створюють стискаючі  $\sigma_{зал}$ , а із зростанням  $V_g$ ,  $\sigma_{зал}$  переходять у розтягуючі, які зростають пропорційно зростанню  $V_g$ . Тут очевидний вплив тангенціальної складової  $P_z$ , яка бере участь у формуванні  $\sigma_{зал}$  і їх знаку.

Глибина різання  $t_{шл}$  є визначальним фактором появи шліфувальних тріщин. Дійсно, як видно з теоретичних досліджень (розділ 2) напруженого стану, тимчасові напруження розтягування, що сприяють розтріскуванню, пропорційні  $t_{шл}$ , тому що  $T_K(O, y, \tau) \sim t_{шл}$ .

$$\sigma_{\rho}^{\max} = 2G \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t T_k \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{a\tau}}\right)$$

Тому при призначенні бездефектних режимів шліфування необхідно, перш за все, визначити максимально допустимі глибини різання. При цьому також важливо володіти інформацією не тільки про теплофізичні та механічні властивості матеріалу, але і про режими його термічної обробки.

На рис.3.19 (криві 1,3) показаний вплив глибини різання на розтріскування при шліфуванні сталі 18X2H4BA-Ш, термічно обробленої HRC 65 і магнітно твердого сплаву ЮНДК35Т5 HRC  $\geq 50$  кругом 24A25CM18K5.

При  $t_{шл} \geq 3 \cdot 10^{-5}$  м на поверхні сталевих зразків 18X2H4BA - Ш з'являється сітка тріщин, яка розповсюджується на глибину  $0,5 \cdot 10^{-3}$  м і більше. Сплав ЮНДК35Т5, термооброблений до HRC  $\geq 60$ , більш схильний до шліфування тріщин. Починаючи с  $t_{шл} \geq 2 \cdot 10^{-5}$  м на поверхні оброблюваного зразка виготовлені з цього сплаву з'являються магістральні тріщини. Така схильність сплаву до виникнення шліфувальних тріщин пояснюється неоднорідністю його структури, виражається в тому, що його компоненти розташовані у вигляді еліптичних включень в матриці Fe. Мікротріщини зароджуються на гострих кінцях цих включень, а траєкторія основних тріщин, як правило, проходить через їх скупчення.

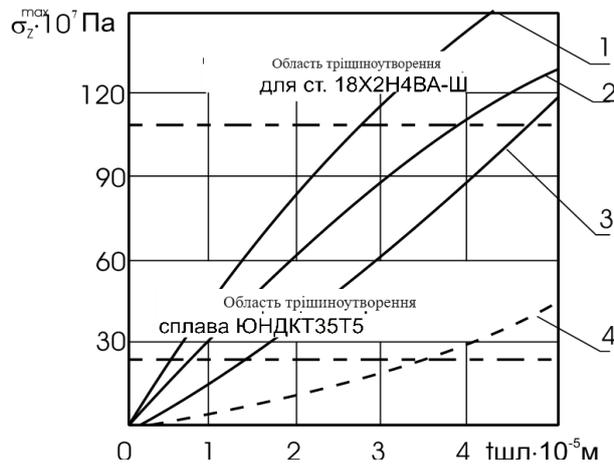
Структурно напружений стан поверхневого шару металу, який утворюється в процесі його шліфування, також впливає на в'язкість руйнування -  $K_{1C}$  – основну характеристику тріщиностійкості виробу.

З режимів шліфування вивчено вплив глибини різання як домінуючого фактора впливу термомеханічних явищ на величину коефіцієнта тріщиностійкості [65].

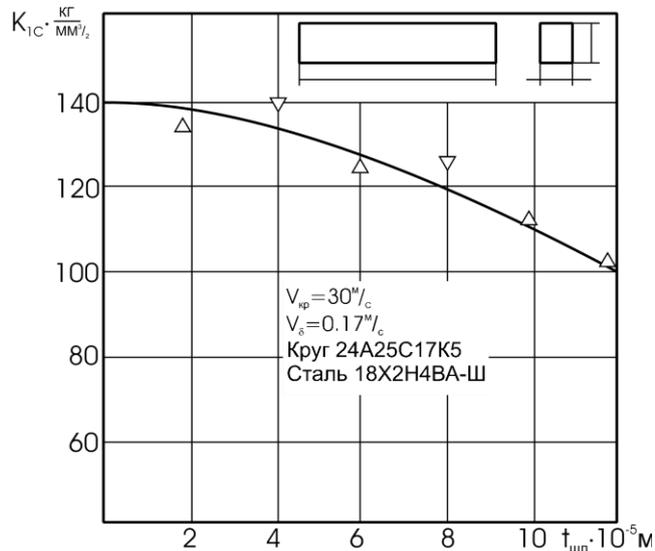
Незважаючи на неоднорідність структури поверхневого шару і ядра оброблених зразків різною глибиною шліфування, ділянки руйнування відповідали вимогам до яких визначаються коефіцієнт тріщиностійкості.

На рис.3.20 представлені результати дослідження впливу глибини шліфування на тріщиностійкість. Як видно з графіків, середня в'язкість руйнування зменшується зі збільшенням глибини шліфування.

Якщо порівняти ці результати з дослідженнями впливу глибини різання на величину залишкових напружень, то можна побачити, що в'язкість руйнування визначається залишковим напруженим станом. Зниження в'язкості руйнування пов'язане зі збільшенням залишкових напружень при розтягуванні. У той же час у випадку зразків з білим шаром, що характеризуються залишковими стискаючими напруженнями, спостерігалось значне підвищення тріщиностійкості.



**Рис. 3.19.** Вплив глибинного шліфування на розтріскування при механічній обробці: криві 1, 2 - сталі 18X2H4BA - Ш HRC = 65 відповідно суцільні і переривчасті кола, криві 3,4- сплаву ЮНДК35Т5 після ТМО суцільні і переривчасті круги 24A25CM18K5,  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_g = 0,33$  м/с;  $S = 0$ .



**Рис. 3.20** Вплив глибини шліфування на тріщиностійкість.

При шліфуванні використовуються різні мастильно-охолоджувальні технологічні середовища (МОТС), які мають різноманітний склад і фізико-хімічні властивості. Вони мають значний вплив на продуктивність і якість обробки деталей за рахунок зниження температури шліфування, [81] енергії, що витрачається на подолання сили тертя між абразивними зернами і зв'язкою кругу і оброблюваним матеріалом, тим самим зменшуючи ймовірність утворення тріщин на поверхні, що шліфується.

МОТС класифікується за хімічним складом на водні та емульсійні рідини та вуглеводневі композиції.

Водні МОТС, коефіцієнт тепловіддачі  $\gamma$  яких значно вище, ніж у емульсійних і вуглеводневих складів, інтенсивніше знижують температуру шліфованої поверхні.

На рис. 3.21 показані результати вимірювань мікротвердості на косих ділянках сталевих зразків 18Х2Н4ВА-Ш, шліфованих на одному режимі ( $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_g = 0,17$  м/с;  $t_{шл} = 4 \cdot 10^{-5}$  м) кругом 24А25СМІ8К5 із застосуванням різних МОТС. Порівняння даних відпустки на неохолоджених і охолоджених зразках, шліфованих без охолодження і з охолодженням показує, що тепло напруженість процесу змінюється при використанні різних теплоносіїв. З розглянутих МОТС найкращі результати були отримані при шліфуванні з емульсією «Укрінол-1». Застосування водного розчину в якості теплоносія не знижувало тепло інтенсивності процесу, так як ступінь зміни мікротвердості в шарі, що залягає на глибині 25 мкм від поверхні, залишалася практично такою ж, як і при шліфуванні без охолодження.

При використанні в якості охолоджуючих рідин емульсії «Укрінол-1» і масла температура в зоні різання дещо знижується. Це свідчить про те, що температура в зоні шліфування знижується за рахунок зменшення роботи тертя.

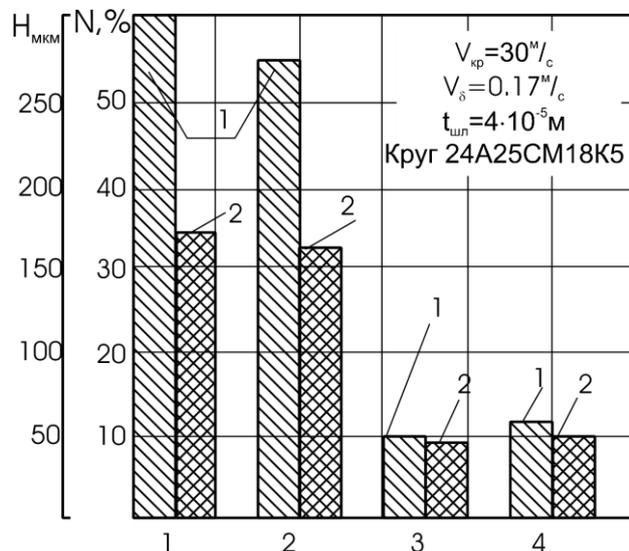


Рис. 3.21 Ступінь зміни мікротвердості і глибини поширення

Дефектний шар при шліфуванні сталі 18Х2Н4ВА-Ш: 1 - без охолодження; 2 - з охолодженням 3 - %-вим содовим розчином; 3 – з охолодженням Укрінол-1; 4 – з охолодженням 75 %-вим вазеліновим маслом з добавкою 25 %-вого гіпоїдного масла у хімічному з'єднанні із сіркою до 2 %; 1 - глибина Н залягання відпущеної зони; 2 - ступінь відпуску 15 %.

Теоретичні дослідження (див. розділ 2, 2.2, 2.3) показують, що при збільшенні тепловіддачі виникають великі розтягуючі напруження, які сприяють утворенню шліфувальних тріщин на оброблюваній поверхні.

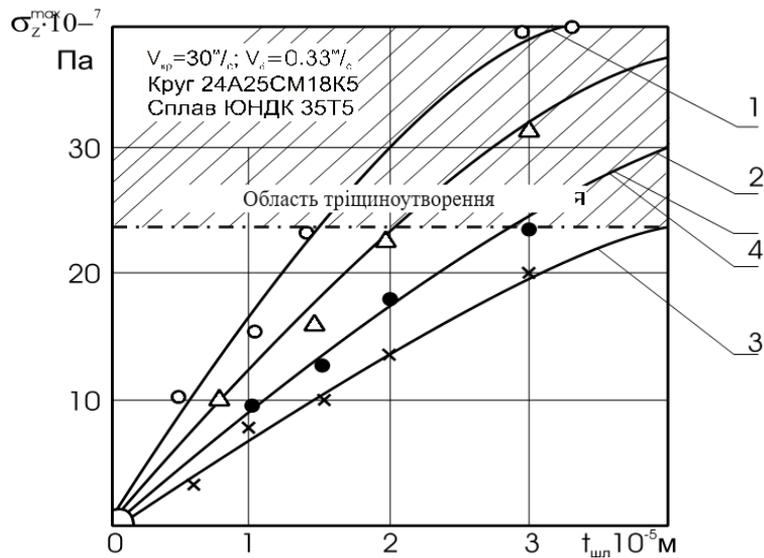
Так, наприклад, при шліфуванні магнітнотвердого сплаву ЮНДК 35Т5 наступними охолоджуючими рідинами: 1. 3 % - водний содовий розчин; 2. повітря; 3. Укрінол - 1; 4. 75 % - вазелінове масло з добавкою 25 % гіпоїдного масла в хімічному з'єднанні з сіркою до 2 %.

Глибина бездефектного шліфування значно варіює (рис. 3.22). У випадку з водним теплоносієм вона становить всього 0,01 - 0,015 мм, а при обробці Укрінол-1 ця глибина досягає 0,04 мм.

Інтенсивність утворення тріщин на шліфованих поверхнях металів з водними МОТС можна пояснити і з позицій водневої крихкості [110]. Під впливом локального насичення воднем металу, особливо в зоні інтенсивного охолодження, біля кінців мікротріщин, що виникають під впливом тимчасових розтягуючих напружень, відбувається зростання мікротріщин. Швидкість розвитку цих мікротріщин  $\delta l = \alpha \tau$  є функцією коефіцієнта інтенсивності напружень:

$$\frac{dl}{d\tau} = f(k_1)$$

Якщо врахувати ще й той факт, що водень знаходиться в газоподібному стані в зоні інтенсивного охолодження (в такому вигляді він сильніше впливає на швидкість росту мікротріщин [109]), то стає зрозумілим таке чутливе ставлення металів до водних МОТС



**Рис. 3.22 Вплив МОТС на утворення тріщин при шліфуванні магнітних твердих сплавів типу ЮНДК35Т5. Криві 1-3 %- водний содовий розчин; 2 - повітря; 3 - Укрінол - 1; 4 - 75 %- вазелінове масло з добавкою 25 % гіпоїдного масла в хімічному з'єднанні з сіркою до 2 % .**

Кількісно оцінити це явище дуже складно. Теоретичні дослідження цього процесу ґрунтуються на наступних міркуваннях.

Розглянуто невелику близькість кінця мікротріщини в пружно-пластичному тілі (табл. 2.1)  $\delta_K = 2 V_0$  - розкриття тріщини в її кінці. Нехай порожнина тріщини буде заповнена рідким або газоподібним середовищем, що містить водень; Атоми водню потрапляють в матеріал в основному через поверхню металу поблизу точки 0. Поверхня піддається натягу під дією тангенціальної складової сили різання -  $P_z$ .

Позначимо концентрацію протонів (водню) через  $C$ . Найбільше значення концентрації, рівне  $C_0$ , очевидно, буде у верхній частині тріщини.

Дифузійний водень має подвійний ефект. З одного боку, він «фіксує» дислокації, що сприяє крихкості матеріалу і знижує його здатність до деформації, тим самим знижуючи в'язкість руйнування [6, 9, 28, 64, 100, 114]. З іншого боку, водень «розриває» атомну решітку металу; Завдяки наявності градієнта концентрації виникають концентровані напруження. Ці внутрішні

напруження, очевидно, будуть стискаючими від початку поверхні, і на деякій глибині уздовж осі  $X$  повинні змінити знак.

Ці розтягуючі напруження в пружній області разом з напруженнями розтягування, що утворюються під дією термомеханічних явищ, призводять до більш інтенсивних локальних руйнувань, розташованих на продовженні мікротріщин і структурних дефектів.

Механізм локального руйнування в кінці тріщини істотно залежить від величини концентрацій протонів водню -  $C_0$  в точці 0: чим більше  $C_0$ , тим більше градієнти концентрації, тим ближче до точки 0 утворюються локальні розриви, і тим інтенсивніше відбувається розтріскування на поверхні, що шліфується.

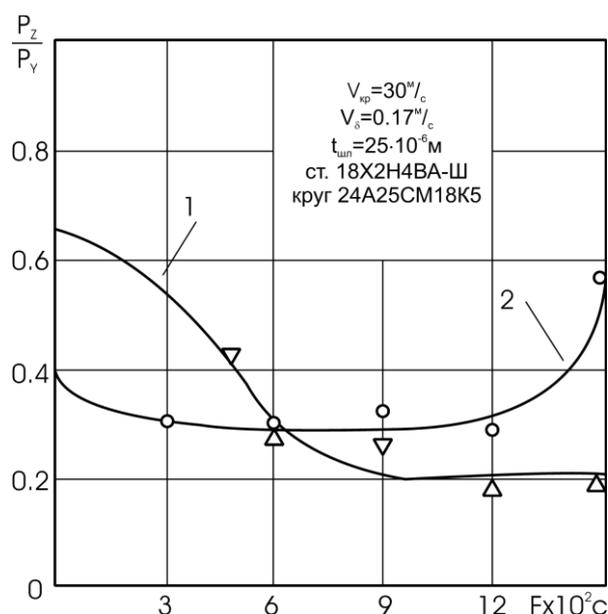
Що стосується впливу імпрегнування круга на якість поверхневого шару, то воно проявляється в зниженні температури шліфування і ймовірності розтріскування, в основному за рахунок зменшення енергії, що витрачається на подолання сил тертя між абразивними зернами, зв'язкою і оброблюваним матеріалом [96].

З теоретичних досліджень видно, що величина коефіцієнта тертя  $\rho$  між абразивом і оброблюваним металом істотно впливає на величину розтягуючих напружень. Як показують дослідження [93, 96], коефіцієнт шліфування є цілком реальним відображенням коефіцієнта тертя при шліфуванні.

На рис. 3.23 показаний характер зміни коефіцієнта шліфування -  $P_Z / P_Y$  отриманий шляхом шліфування звичайними (криві - 1) і імпрегнованими (криві - 2) кругами. У проміжку 10 хвилин періоду шліфування звичайним кругом коефіцієнт знижується з 0,71 до 0,36. Його зниження пов'язано, перш за все, з утворенням зносостійких площадок на абразивних зернах, і, як наслідок, різким збільшенням радіальної складової сили шліфування. У разі обробки імпрегнованим кругом характер зміни коефіцієнта  $P_Z / P_Y$  зовсім інший. У початковий момент роботи вона трохи зменшується, потім стабілізується, залишається на постійному рівні, і тільки після 20-хвилинного періоду шліфування починає монотонно збільшуватися. У цьому випадку зниження

коефіцієнта  $P_Z / P_Y$  обумовлено зменшенням силової складової  $P_Z$ , тертя через утворення мастильних плівок на поверхні круга, які мають добрі антифрикційні властивості. Збільшення цього співвідношення після 20-хвилинного періоду роботи пов'язано з тим, що мастильні плівки руйнуються і  $P_Z$  зростає.

Дослідження по створенню оптимальних імпрегнуючих складових [96, 100] показують, що ефективність сірчаної компоненти пояснюється утворенням на поверхні круга твердих змащувальних плівок, до складу яких входить залізний купорос  $FeSO_4$ , з хорошими антифрикційними властивостями.



**Рис. 3.23.** Зміна коефіцієнта шліфування під час роботи звичайним (крива 1) і імпрегнованим (крива 2) кругами. Імпрегнатор: Сірка + 20 %, стеарин + 5% стертарт Al.

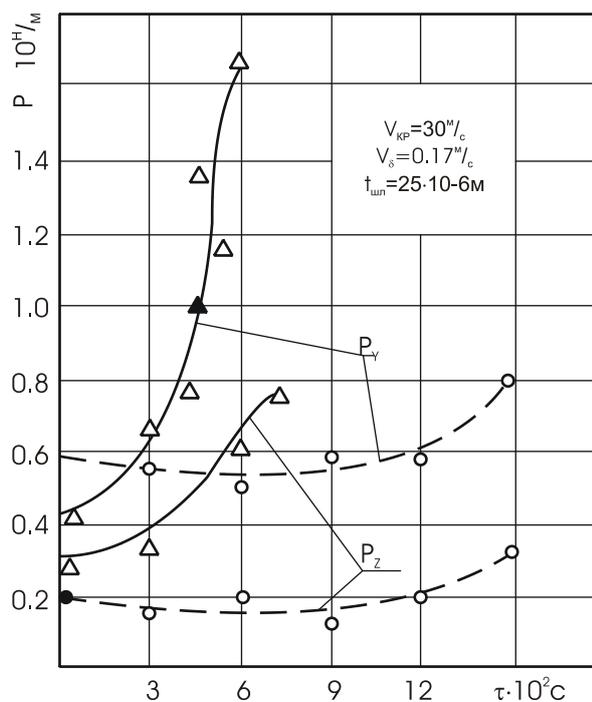
На рис. 3.24 показаний характер зміни тангенціальної  $P_Z$  і радіальної  $P_Y$  складових сил різання в інтервалі 25-хвилинного періоду шліфування звичайними і імпрегнованими кругами. Інтенсивне зчеплення металу з ріжучими зернами непросоченого круга збільшує зусилля шліфування. Крім того, налипання металу призводить до збільшення коефіцієнта тертя між зернами і оброблюваним матеріалом, що пояснює збільшення тангенціальної складової сили різання. Так, згідно [98], коефіцієнт тертя пари сталь 45 - корунд дорівнює  $\rho = 0,42$ , а пари Fe - Fe,  $\rho = 2,08$ .

При шліфуванні імпрегнованим кругом зусилля різання мають властивість трохи зменшуватися в початковий момент, потім стабілізуються, залишаються на постійному рівні, і тільки через 20 хвилин шліфування монотонно збільшуються.

Такий механізм впливу імпрегнованих складових на оброблюваний метал пояснює той факт, що якість поверхневого шару деталей значно краще (як в плані зниження інтенсивності розтріскування, так і шорсткості).

Для підвищення ефективності імпрегнованих складових необхідно збільшити їх адгезійну здатність, а також збільшити термодинамічну ємність.

МОТС з низькою адгезивною здатністю легко видаляється з поверхні зерен круга під дією відцентрових сил і ймовірність його потрапляння в зону різання зводиться до нуля. Термодинамічна ємність означає здатність перетворювати фази в кілька ступенів зі значним поглинанням енергії із зони різання в процесі перетворення.



**Рис. 3.24.** Зміна тангенціальної  $P_z$  і радіальної  $P_y$  складових сил різання при шліфуванні ст. 18X2H4BA-III звичайним (суцільні криві) і імпрегнованим (переривчастий) кругом 24A25CM18K5.

Трибошар, що утворюється в процесі шліфування на ріжучих зернах круга, повинен мати достатню щільність, міцність зчеплення з ріжучими зернами,

витримувати великі навантаження без руйнування і здатність трибо пристосовуватися. Під трибо-адаптацією розуміється фізико-хімічна здатність границь розділу контактуючих тіл зберігати позитивні технологічні якості в процесі шліфування.

Ефективність застосування імпрегуючих складів визначається його здатністю утворювати термопластичні помірно в'язкі продукти піролізного розщеплення, які інтенсифікують диспергування металу різанням зерен, створюють відтік тепла із зони різання. Крім того, важливий низький коефіцієнт шлакових елементів.

З огляду на перераховані вище вимоги, в [110] був запропонований склад, що містить: рослинне масло, сірку, машинне масло, стеарин, борну кислоту, гексаметилентетрамін і сульфат натрію в наступному співвідношенні компонентів в %: Рослинна олія  $15 \div 23$  %, елементарна сірка  $10 \div 16$  %, гексаметилентетрамін  $5 \div 9$  %, борна кислота  $1,5 \div 2,0$  %, сульфат натрію  $1,5 \div 2,0$  %, стеарин та інше.

Функціональне призначення кожного з компонентів, що входять до складу імпрегаторів, вимагає суворого наукового обґрунтування. Наприклад, в наведеному вище складі імпрегатора сірка в елементарній формі при певній температурі схильна до взаємодії з окремими радикалами і подвійними зв'язками тригліцеридів ненасичених жирних кислот. Залежно від концентрації компонент утворюється ряд полімерних сполучень різного фізико-колоїдного стану. Недостатня кількість сірки (менше 8%) призводить до того, що маса не твердне, в'язка, а при більш тривалому нагріванні - м'яка, несипуча структура. Навпаки, надлишок сірки (більше 16%) сприяє підвищенню твердості і міцності складу. Нерозчинена сірка випадає в осад в масі охолодженого продукту у вигляді дрібнодисперсних складових.

Рослинна олія, крім функції другого учасника реакції, є розчинником, здатним тривалий час зберігати первісну фізико-хімічну структуру.

Гексаметилентетрамін застосовують як компонент, здатний надавати блокуючу дію на реакцію взаємодії сірки з функціональними групами тригліцеридів.

Борна кислота є контрагентом для слабо зв'язаного сірчано-гексаметилентетрамінового комплексу. У присутності цього компонента з'являється нова система: борна кислота (борний ангідрид) - уротропін і активована сірка.

Сульфат натрію виконує схожу функцію з борною кислотою, хоча і в набагато меншій мірі. Його застосування виключає утворення склоподібного борного ангідриду і виникнення пригару при виготовленні.

Стеарин і моторне масло є тим реакційним середовищем, в якій здійснюється синтез нітрогліцеридів і їх одночасне розчинення, минаючи утворення твердої фази. Стереохімічний вплив модифікації структури і енергії активних центрів молекул призводить до утворення кількісно нового продукту з хорошими технологічними властивостями.

Розглянутий склад відрізняється від відомих більш широким технологічним діапазоном застосування при інтенсифікації даних різання.

В ході лабораторних досліджень кореляції фізико-хімічної структури з ефективністю антифрикційного середовища виявлено, що основну роль у поліпшенні фізико-хімічних властивостей імпрегнаторів відіграє не вихідний кількісний вміст окремих компонентів, а вторинні структури, що утворюються в процесі шліфування.

Досліди проводилися на верстаті ЗГ71, шліфувались зразки із сталі 12Х2Н4А на режимах:  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_g = 0,17$  м/с;  $t = 0,02$ ;  $t = 0,03$ ;  $t = 0,04$ .

З аналізу даних випливає, що зі збільшенням глибини шліфування від  $t = 0,02$  мм до  $t = 0,04$  мм при шліфуванні звичайним кругом збільшується потужність, необхідна для різання, температура шліфування і питома робота шліфування від 220 Вт до 650 Вт, від 350°C до 600°C; від 55 Дж/мм<sup>3</sup> до 80 Дж/мм<sup>3</sup> відповідно. У разі шліфування імпрегнованими кругами ці параметри також

збільшуються, але їх абсолютне значення приблизно на 30-50% менше в порівнянні з процесом шліфування звичайними кругами.

На дифрактометрі УРС 50 ИМ визначали розширення ліній на рентгенограмах у порівнянні зі стандартами та відсоток аустеніту в поверхневому шарі полірованих зразків. Дослідження проводили з довжиною хвилі  $\lambda = 1,936$  із залізною анодною трубкою. Процентний вміст аустеніту визначали шляхом порівняння інтегральних інтенсивностей ліній  $/(100)/$ , і лінії  $/(111)/$  заліза. Рентгенологічні дослідження зміни ширини лінії  $/110/$  показали, що термічна обробка деталей забезпечує тонко голкову структуру з невеликою кількістю аустеніту. Ця термічна обробка відповідає ширині лінії  $/110/$ , що дорівнює 54 мм. Процес шліфування призводить до появи розпушених конструкцій - до звуження ліній  $/110/$ .

Застосування імпрегнованих кругів знижує інтенсивність звуження ліній  $/110/$ , тобто знижує ступінь відпустки.

### **3.4 Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектного шліфування виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення.**

Схильність металів до утворення тріщин при шліфуванні залежить від металургійної і структурної спадковості, яка визначається способами виплавки і ступенем розкислення, фазовими перетвореннями в сплавах, режимами термічної, хіміко-термічної обробки та іншими операціями, що передують фінішній операції. При цьому параметри, що враховують залежність напруженого стану від конструктивних компонентів, являють собою сукупність механічних характеристик ( $K_{1c}$ ,  $K_c$ ,  $K_{ISC}$ ,  $K_{th}$ ) механіки руйнування [115].

В якості основи структурного аналізу для оцінки тріщиностійкості сплавів використано закономірності впливу структурних факторів на  $K_{1c}$ . Оскільки оптимізація сплавів вимагає поєднання високої міцності і тріщиностійкості, доцільно виконувати такий аналіз на основі діаграм міцності конструкцій в координатах  $K_{1c} - \sigma_{0,2}$  [115].

Коефіцієнт тріщиностійкості  $K_{1C}$  може варіюватися в дуже широкому діапазоні в залежності від складу сплавів і сталей, способу металургійної обробки і подальших термічних та інших видів гартівної обробки. Для звичайних конструкційних сталей реалізовані значення  $K_{1C}$  знаходяться в межах 16 - 110 МПа  $\cdot \sqrt{m}$ . При цьому максимальні рівні  $K_{1C}$  передбачені для низько міцних низьковуглецевих сталей. Підвищення міцності сталі при збільшенні вмісту вуглецю або зниженні температури відпустки після загартування закономірно призводить до зниження  $K_{1C}$  до зазначеної нижньої межі, що характерно для низько загартованих інструментальних сталей ( $K_{1C} = 18-20$  МПа  $\cdot \sqrt{m}$ ). Як показують численні дослідження [93, 114, 115], в цілому основна смуга даних в координатах  $K_{1C} - \sigma_{0,2}$  може бути представлена гіперболічною залежністю (рис. 3.25).

$$K_{1C} = P\sigma_{0,2}^{-\xi} \quad (3.84)$$

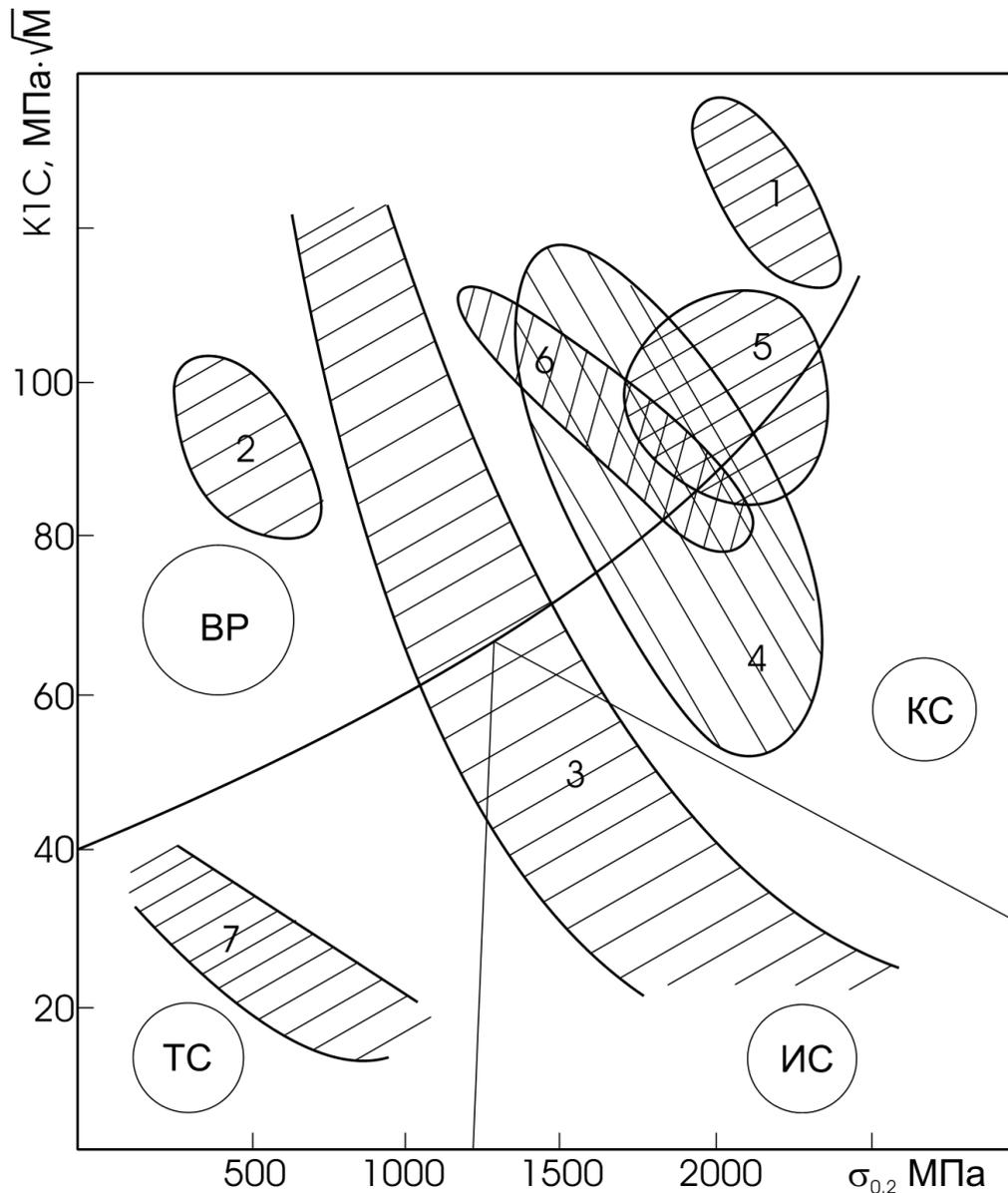
де  $P$  і  $\xi$  - константи.

Оскільки вміст вуглецю вважається основним металургійним фактором при зміцненні низько- і середньо легованих сталей [115], на рис.3.26 показані відповідні залежності, що показують діапазон і верхню межу досягнутих значень сталей  $K_{1C}$  в стані низької відпустки (100-200°C), а також високого відпуску (400-500°C) і поліпшення.

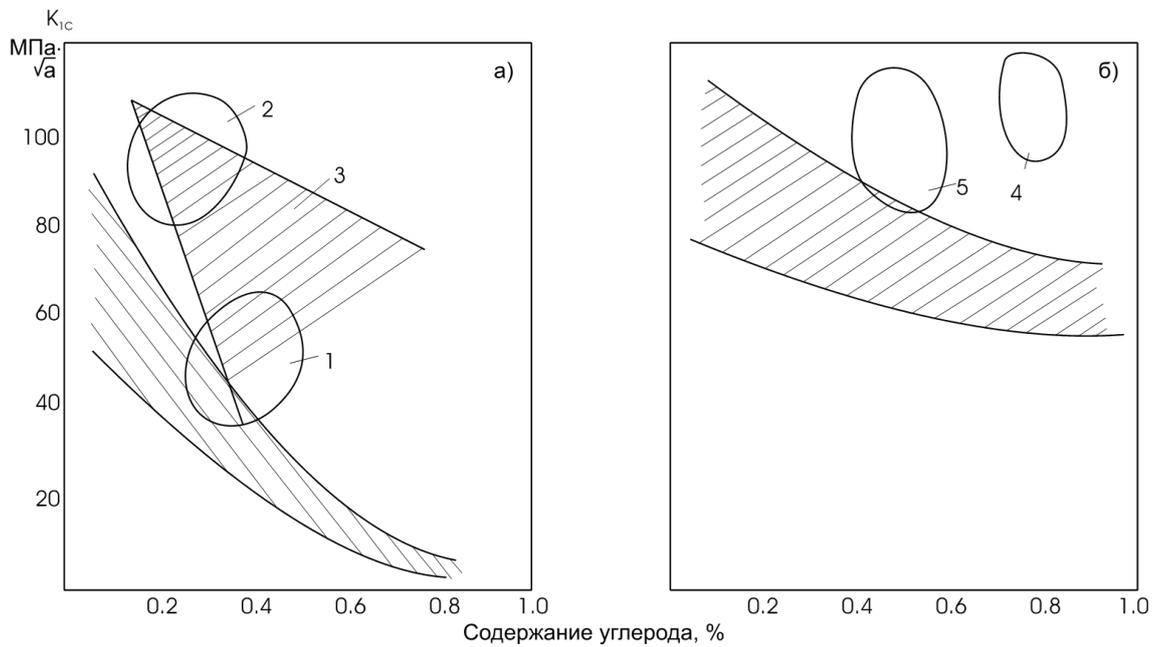
Однак в деяких випадках, коли необхідно забезпечити високу міцність, доводиться використовувати низько загартовані сталі. При вмісті вуглецю 0,4 - 0,6 % спостерігається різке зниження  $K_{1C}$ , що пов'язано в першу чергу [114, 115] з утворенням двійникового мартенситу. До інших конструкційних факторів, що знижують в'язкість руйнування сталі з мартенситною структурою, відносять наявність феритних включень і верхнього бейніту [114]. Вплив залишкового аустеніту на  $K_{1C}$  неоднозначно і залежить від його кількості і розподілу в мікроструктурі сталі. Літературні дані про вплив чистого феритового зерна на  $K_{1C}$  відсутні. У той же час для сталей в стані відпускнуї крихкості виявлена залежність між  $K_{1C}$  і розміром зерна  $D$  [114, 115]:

$$K_{1C} = A + BD^{\frac{1}{2}} \quad (3.85)$$

Різке збільшення зернистості при перегріві в низько загартованих сталях сприяє значному збільшенню  $K_{1C}$  в порівнянні з його рівнем в стані загартованих сталей.



**Рис. 3.25. [115] Узагальнена структурна діаграма міцності конструкційних сталей: 1 – метастабільних аустенітних; 2 - низьковуглецевих; 3 - середньо- і високовуглецевих; 4 – мартенситно-старіючих; 5 - з наддрібним зерном; 6 - після ТМО; 7 - евтектоїдної зі структурою пластинчатого перлита TC, IC, KC и BP - ділянки руйнувань по механізмам транскристалічного сколу, інтерсколу, квазісколу і в'язкого типу відповідно.**



**Рис. 3.26. [115] Вплив вмісту вуглецю на в'язкість руйнування низьковідпущених (а) і високовідпущених (б) сталей: 1 - загартовування при перегріві; 2 - наддрібне зерно; 3 - ТМО; 4 - зернистий перліт; 5 - чисті сталі.**

Обернена відпускна крихкість, що розвивається в багатьох конструкційних сталях, при повільному охолодженні або відпустці загартованих сталей в інтервалі температур  $500-550^{\circ}\text{C}$  є яскравим прикладом сегрегаційного ефекту фосфору і його хімічних аналогів ( $A_s$ ,  $S_n$  та ін.) на міцність границь зерен. Виявлення цього виду крихкості, як правило, проводиться по серіальним кривим ударної в'язкості.

Наприклад, на рис.3.27 [114] показані послідовні ударні криві сталей 40X і 30XГСНА, отримані при різних режимах відпуску.

Максимальна крихкість у сталі 40X спостерігається при  $520^{\circ}\text{C}$ , а у сталі 30XГСНА - при  $550^{\circ}\text{C}$ .

Про це свідчить незначний зсув послідовних кривих для сталі 40X порівняно зі сталлю 30XГСНА. Сталь 40X менш схильна до відпускної крихкості. У той же час збільшення розміру аустенітного зерна в сталі 40X різко збільшує ефект відпускної крихкості.

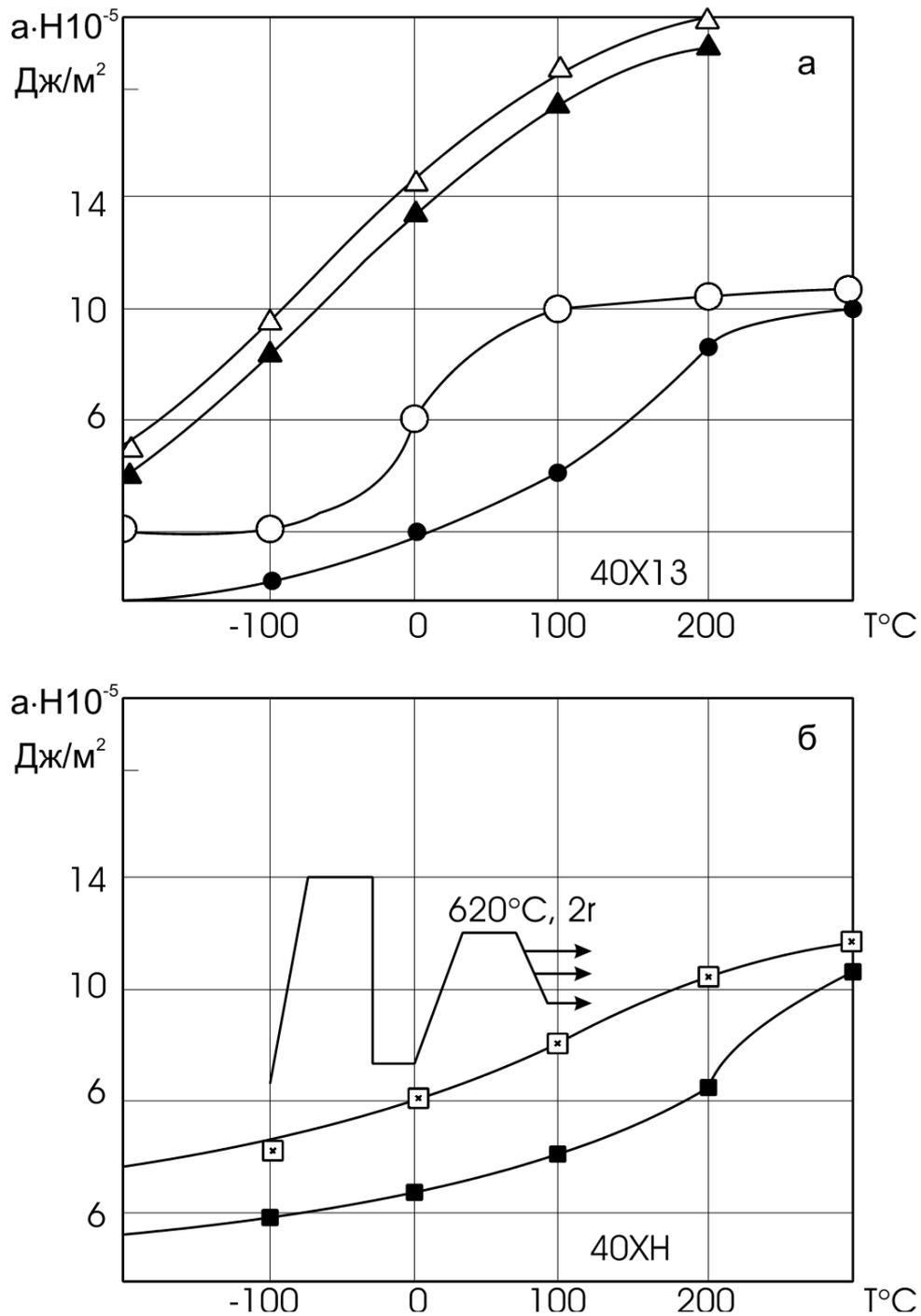


Рис. 3.27 [115] Серіальні криві сталей 40X (а) і 30ХТСНА (в):  $\Delta$ ,  $\bigcirc$ ,  $\square$  - відпуск при  $620^{\circ}\text{C}$ ;  $\blacktriangle$ ,  $\bullet$ ,  $\blacksquare$  - ступенчастий відпуск;  $\square$ ,  $\blacksquare$ ,  $\Delta$ ,  $\blacktriangle$  - температура аустенізації  $900^{\circ}\text{C}$  и  $860^{\circ}\text{C}$ ;  $\bullet$ ,  $\blacksquare$  - аустенізація при  $1200^{\circ}\text{C}$ , охолодження перед загартовуванням до  $860^{\circ}\text{C}$ .

Причому розвиток відпускнуї крихкості ніяк не вплинуло на характеристики міцності стали -  $\sigma_{0.2}$ ,  $\sigma_b$ , викликаючи лише незначне зменшення поперечного звуження  $\psi$  (табл. 3.1).

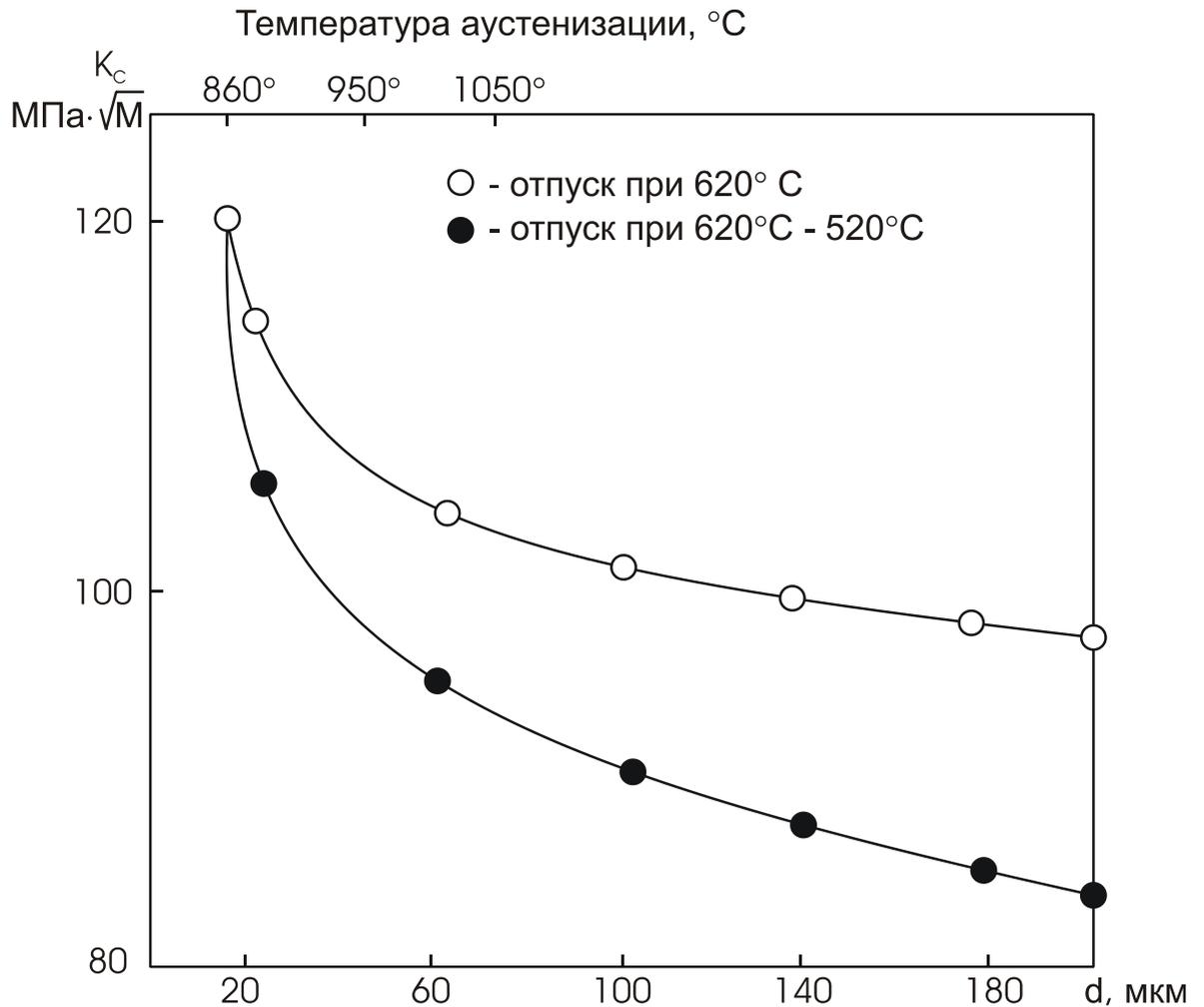
Таблиця 3.1 Вплив відпусної крихкості на характеристики міцності сталі

Температура аустенізації	Режим відпуски	a, мкм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$a_n \cdot 10^{-5}$ Дж/м <sup>2</sup>	$\psi$ , %
860°C	620°C, 2 ч.	9,0	1300	18,4	66,7
860°C	620°C, 2 ч.	9,0	1130	16,8	65,1
	520°C, 4 ч.				
1200-860°C	620°C, 2 ч.	217	1280	10,0	42,5
1200-860°C	620°C, 2 ч.	217	1280	2,2	27,9
	520°C, 4 ч.				

Аналогічним чином випробування на в'язкість руйнування дрібнозернистої (після загартування від 860°C) сталі 40Х не виявили впливу відпуску крихкості при  $T = 20^\circ \text{C}$  на величину  $K_C$  (рис. 3.28). У той же час зі збільшенням аустенітного зерна інтенсивність спаду  $K_C$  під впливом темперної крихкості зростає.

Дослідження поверхонь руйнування зразків зі сталі 30ХГСНА, перевірених на міцність руйнування, показали, що збільшення тривалості крихкості (Збільшення тривалості відпуски  $\tau_{охр}$ ) викликає значні зміни в мікроструктурі стартових ділянок злому. У некрихкій сталі тріщина розросталася по в'язкому мікромеханізму, з утворенням ямок на поверхні. Вже після мінімальної крихкості ( $\tau_{охр} = I \alpha$ ) переважало руйнування за допомогою між зернистого сколу [115].

Зв'язок між осколковим руйнуванням у сталях і утриманням крихкості та розтріскуванням твердосплавних частинок очевидна. Згідно з



**Рис. 3.28 [115] Вплив фактичного аустенітного розміру зерна (d) на в'язкість руйнування сталі 40Х.**

дослідження [35, 64, 110, 115] показують, що розтріскування сферичних частинок карбиду діаметром  $A$  відбувається при досягненні локального розривного напруження [114]:

$$\sigma_p = \sqrt{\frac{4E\gamma_\beta}{\pi(1-\mu^2)d}}$$

Приймаючи  $\sigma_p = \sigma_p^{mp} = 2950$  МПа;  $E = 200$  ГПа;  $\mu = 0,32$  та ефективну поверхневу енергію  $\gamma_\beta = 20$  Дж/ м<sup>2</sup>, можна отримати значення  $d_0 = 0,65$  мкм, що збігається з середнім розміром твердосплавних частинок у сталі.

Таким чином, вирішальна роль карбідних частинок в руйнуванні цілком правдоподібна.

На жаль, в даний час не існує кількісних залежностей, що описують залежність між концентрацією сегрегуючого елемента в моношарі на кордоні зерен і величиною зниження міцності границь зерен.

Очевидно, що опір руйнуванню при зростанні тріщин не пов'язаний безпосередньо з міцністю границь зерен, хоча і вносить свій внесок в інтегральне значення в'язкості руйнування  $K_{1C}$  крихкої сталі.

Вплив домішок на тріщиностійкість сталей і сплавів суттєва. Роль чистоти в плані домішок особливо помітна для високо загартованих сталей, коли реалізований в'язкий мікромеханізм поширення тріщин. У низько загартованих сталях послаблюється вплив домішок на  $K_{1C}$ . Ряд досліджень [110,114, 115] переконливо продемонстрував негативний вплив вмісту сірки (0,008-0,009%) на  $K_{1C}$  високоміцної сталі типу 45ХН2М, що пояснюється на підставі фрактографічних досліджень мікрров'язкого руйнування сталі, осередками якого є сульфідні включення.

Вплив легування сталей на в'язкість їх руйнування у випадках, сприятливих для подрібнення зерна, буде певною мірою сприяти зростанню  $K_{1C}$ . Детальне дослідження ролі легуючих елементів у забезпеченні стійкості сталей до крихкого руйнування було проведено в [115]. Помірний вміст нікелю завжди сприяє підвищенню тріщиностійкості сталі. Кремній підвищує схильність мартенситу до двійникування і негативно впливає на  $K_{1C}$  низько загартованих сталей.

Аналіз зв'язку  $K_{1C}$  і відпускних перетворень високоміцної сталі типу 40Х2МА показує [115], що низький відпуск до 300°C і пов'язані з цим  $\epsilon$  викиди карбідів не сприяють зростанню  $K_{1C}$ . Тільки більш високий відпуск і, як наслідок, перетворення плівкових і тонкопластинчастих карбідів в ізольовані сферичні частинки  $Fe_3C$  сприятливо впливають на  $K_{1C}$ . При цьому пластичність матриці в цілому значно зростає, і альтернативою квазіосколку і інтерсколу є мікрров'язке руйнування, ініційоване частинками другої фази.

Вторинне загартування, яке є наслідком виділення в сталях спеціальних карбідів, призводить до зниження в'язкості руйнування.

За оцінками [35], зв'язок  $K_{1C}$  з об'ємною часткою частинок другої фази  $V_f$  а їх середній діаметр  $d$  можна записати виразом:

$$K_{1C} = \left[ 2\sigma_T \left( \frac{\pi}{6} \right)^{1/2} d \right]^{1/2} V_f^{-1/6} \quad (3.86)$$

$\sigma^*$  - константа, яка використовується граничним розривним напруженням. Інші оцінки [115] дають кореляцію:

$$K_{1C} = \frac{(\sigma^* - \sigma_N)}{4\sqrt{N}} \quad (3.87)$$

де  $N$  - кількість частинок другої фази на одиницю площі;

Таким чином, інтенсивність утворення тріщин на фінішних операціях багато в чому визначається тріщиностійкістю сталей і сплавів, придбаних в процесі виплавки і подальших операцій.

Підвищення чистоти сплавів в плані домішок завжди сприяє одночасному підвищенню тріщиностійкості і короткочасної міцності. Хоча, як було сказано вище, ступінь цього збільшення різна для високоміцних і низькоміцних станів.

Дисперсність структури також є сприятливим фактором для одночасного підвищення тріщиностійкості і короткочасної міцності. Зокрема, обробка на наддрібне зерно (3-5 мкм) сприяє підвищенню межі плинності конструкційних сталей з 1300 до 1700 МПа. Подрібнення зерна сталі 37Х3МФС шляхом циклічної електротермічної обробки до 15 точок (1-2 мкм) забезпечило збільшення  $K_{1C}$  з 87 до 112 МПа  $\cdot \sqrt{m}$  і  $\sigma_{0,2}$  з 1650 до 2070 МПа [115].

Найважливішим завданням підвищення тріщиностійкості високоміцних сплавів є усунення їх граничного руйнування зерен, яке зазвичай характеризується найменшою енергоємністю. Можуть бути запропоновані наступні методи впливу на структуру і склад сплавів, що забезпечують усунення міжкристалітних руйнувань.

Перш за все, усунення зернистої крихкості сплавів може здійснюватися підвищенням температури відпустки (для свіжозагартованих і низькозагартованих сталей), а також застосуванням відповідного температурного режиму відпустки і охолодження сплавів (усунення оберненої відпускнуї крихкості).

Перспективним методом підвищення граничної в'язкості зерен сплавів є високотемпературна термомеханічна обробка, яка сприяє деформації меж аустенітного зерна, в результаті чого гладкі межі піддаються подрібленню і набувають специфічні зубці [115]. Це сприяє зростанню міцності границь і усуненню руйнування меж зерен.

Низький рівень міцності границь завжди пов'язаний з переважанням шкідливих домішок в їх околицях. Тому ефективним способом усунення руйнування меж зерна є подрібнення зерен.

### **3.5 Висновки до розділу 3**

Дослідження впливу технологічних параметрів на процес утворення тріщин і формування якісних характеристик шліфувальних поверхонь дозволили встановити.

1. Експериментальні дослідження підтверджують еквівалентність побудованих математичних моделей, що описують утворення тріщин і формування якісних характеристик поверхневого шару деталей при шліфуванні.

2. Аналіз умов різання одним зерном з урахуванням значень заглиблення зерна в метал, що змінюється по дузі контакту, особливостей температурно-швидкісної деформації, показав, що інтенсивність теплового потоку в зоні шліфування є домінуючим фактором імовірного процесу мікроруйнування.

3. Мікро переривчастість процесу шліфування створює напруження стиснення в зоні обробки, що сприяє зниженню інтенсивності появи шліфувальних тріщин. Коефіцієнт інтенсивності напружень приймає

найменші значення, коли довжина ріжучих виступів і западин переривчастих кругів рівні.

4. На формування радіальних і тангенціальних напружень в поверхневому шарі істотно впливає тертя між абразивом і оброблюваним металом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя зона максимального напруження переміщається на поверхню заготовки. Таке зміщення впливає на утворення шліфувальних тріщин.

5. Одним з режимів шліфування, що визначає появу шліфувальних тріщин, є глибина різь. Напруження, що утворюються в поверхневому шарі при обробці з великою глибиною шліфування суцільними кругами, є розтягуючими, що сприяє інтенсивному процесу розтріскування. КІН також зростає зі збільшенням глибини шліфування.

6. Мастильно-охолоджуючі технологічні середовища знижують температуру шліфування, сили тертя між кругом і оброблюваним матеріалом, тим самим знижуючи інтенсивність розтріскування. Однак МОТС на водній основі істотно не знижує інтенсивність розтріскування через можливе виникнення водневої крихкості.

7. Імпрегнування кругів знижує потужність, що витрачається на тертя, температуру в зоні різання, питому роботу шліфування, що, в свою чергу, сприяє поліпшенню якісних характеристик - зниження ступеня відпустки і інтенсивності розтріскування, зменшення шорсткості і величини розтягуючих напружень в поверхневому шарі.

Відображаючи принципові особливості теплофізики процесу шліфування - зміна інтенсивності теплового потоку від одиночних зерен, кінетику температурного поля деталі при змінному тепловому потоці в зоні контакту, залежність коефіцієнта інтенсивності напружень - основного критерію локального руйнування - від характеру контакту інструменту з оброблюваною поверхнею - отримані теоретичні та експериментальні функціональні співвідношення можуть служити основою для формування

алгоритму вибору технологічні параметри, що забезпечують необхідну якість поверхневого шару деталей при їх шліфуванні.

## **ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ І РЕКОМЕНДАЦІЇ**

У результаті виконаних досліджень створено інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення, що полягає у встановленні розрахункових залежностей щодо визначення впливу спадкових дефектів, сформованих від попередніх операцій на тріщиностійкість поверхневого шару при шліфуванні. Технологічних умов обробки з урахуванням накопичених пошкоджень і неоднорідностей матеріалів і сплавів, особливо схильних до тріщиноутворення в процесі шліфування, що має важливе народногосподарське значення для зниження дефектів на фінішних операціях та підвищення експлуатаційних властивостей деталей машин.

1. Розроблено модель по визначенню температурного поля, що формується в поверхневому шарі конічних виробів на фінішних операціях, яка дозволяє за рахунок функціональних зв'язків з технологічними параметрами забезпечити необхідний рівень температур на оброблюваній поверхні, щоб уникнути утворення на ній дефектів типу припиків і тріщин. Аналіз результатів моделювання показує, що температура на оброблюваній поверхні зростає в міру наближення оброблюючого інструменту по конічній поверхні до меншого діаметру. Саме ця область оброблюваної поверхні конічних виробів найбільше схильна до дефектоутворення на фінішних операціях. Тому при призначенні режимів обробки таких поверхонь, слід їх призначати з умови, що при наближенні оброблюючого інструменту до більш вузької частини конічної поверхні формується температура, яка на ній не повинна

перевищувати допустимих значень, що забезпечують необхідну якість.

2. Вивчено механізм формування дефектів у поверхневому шарі деталей із матеріалів і сплавів, схильних до тріщиноутворення при обробці їх шліфуванням з урахуванням попередніх операцій до спадкових неоднорідностей, що виникають при цьому. Встановлено, що шліфувальні тріщини мають теплову природу, тому як критерії бездефектної обробки необхідно вибирати термомеханічні критерії.
3. Розроблено математичну модель, яка описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із матеріалів та сплавів з урахуванням їх неоднорідностей, що впливають на формування шліфувальних тріщин. При цьому вперше отримано розрахункові залежності між критерієм тріщиностійкості та основними керуючими технологічними параметрами. За відомими характеристиками спадкових дефектів визначено граничні значення теплового потоку, що забезпечують необхідну якість шліфованих поверхонь.
4. Експериментальні дослідження підтверджують еквівалентність побудованих математичних моделей, що описують тріщиноутворення і формування якісних характеристик поверхневого шару деталей при шліфуванні.
5. Аналіз умов різання одиничним зерном з урахуванням зміни величини заглиблення зерна в оброблюваний матеріал по дузі контакту показав особливості температуро-швидкісної деформації при якій інтенсивність теплового потоку в зоні шліфування є домінуючим фактором в процесі мікро руйнування.
6. Мікропереривання процесу шліфування породжує в зоні обробки стискаючі напруження, які сприяють зниженню появи на оброблюваних поверхнях шліфувальних тріщин. Коефіцієнт

інтенсивності напружень приймає найменше значення, коли довжина ріжучих виступів і западин переривчастих кругів рівна.

7. На формування в поверхневому шарі напружень від радіальної і тангенціальної сил різання суттєво впливає тертя між абразивом і оброблюваним металом. Зі збільшенням коефіцієнта тертя відбувається переміщення максимально напруженої зони до поверхні оброблюваної деталі. Це переміщення впливає на інтенсивність тріщино утворення
8. Із режимів шліфування, які є визначальними в появі шліфованих тріщин є глибина різання. Напруження, що формуються в поверхневому шарі при обробці з великими глибинами шліфування суцільними кругами є розтягуючими, що сприяє інтенсивному процесу тріщино утворення. КІН також зростає зі збільшенням глибини шліфування.
9. Мастильно-охолоджуючі середовища понижують температуру шліфування, сили тертя між інструментом і оброблюваним матеріалом, тим самим, зменшується і інтенсивність тріщино утворення.
10. Імпрегнування інструментів знижує потужність, яка витрачається на тертя, температуру в зоні різання, питому роботу шліфування, що, в свою чергу, сприяє покращенню якісних характеристик – зменшенню ступеня відпуску металу та інтенсивності тріщино утворення, зниженню шорсткості і величини розтягуючих напружень в поверхневому шарі.
11. Одержані теоретико-експериментальні функціональні зв'язки термомеханічного стану оброблюваних поверхонь з технологічними параметрами використані для побудови алгоритму вибору технологічних умов, які забезпечують необхідну якість поверхневого шару деталей при обробці їх шліфуванням. з урахуванням максимальної продуктивності обробки.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

- [1] A. N. Andrievskij and A. V. Jakimov, "O prirode shlifovochnyh treshhin," *Sverhtverdye materialy*, no. II, pp. 65-67, 1999.
- [2] Y. I. Babej, M. F. Berezhnickaja, O. E. Romaniv and A. S. Kryskiv, "Vlijanie mehanicheskoj obrabotki na treshhinostjokost' stal'nyh detalej," *FHMM (ФХММ)*, no. 1, pp. 37-41, 1998.
- [3] V. A. Bahvalov, *Issledovanie kachestva obrabotki zubchatyh koles pri shlifovanij ih na stankah tipa "Najl's". Dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni k.t.n.*, Odesa, 1980.
- [4] P. K. Birjukov, *Issledovanie kachestva poverhnosti pri shlifovanii otbelennogo chuguna s cel'ju povyshenija stojkosti prokatnyh valkov i sortnosti prokata. Kandidatskaja dissertacija.*, Odesa, 1978.
- [5] K. K. Burnakov and G. P. Mostalygin, "Prichiny treshhinoobrazovanija pri shlifovanii," *"Problemy prochnosti*, no. 9, pp. 60-68, 1998.
- [6] A. Y. Golovan and V. A. Khul'kov, *Opredelenie optimal'nyh uslovij shlifovanija vysokoprochnykh materialov. Abrazivnaja i almaznaja obrabotka*, Kyiv: Naukova Dumka, 1998, p. 188.
- [7] V. E. Turin and I. V. Velik, "Issledovanie hrupkosti i shlifuemosti magnitnyh splavov," *Magnitotverdye materialy*, vol. 3, 1999.
- [8] A. A. Koshin, *Issledovanie funkcional'nyh svjazej mezhdju predel'nymi rezhimami i teplovymi kriterijami processov almazno-abrazivnoj obrabotki. Kandidatskaja dissertacija.*, Odesa, 1974, p. 187.
- [9] V. G. Lebedev, *Shlifovanie zubchatyh koles abrazivnymi, almaznymi i jel'borovymi krugami*, Kyiv, 1993, p. 47.
- [10] E. A. Lugovskaya, *Issledovanie fizicheskikh javlenij processa chistovogo jel'borovogo shlifovanija. Dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni k.t.n.*, Odesa, 1978, p. 160.
- [11] A. A. Matalin, *Tehnologicheskie metody povyshenija dolgovechnosti detalej mashin*, Kyiv: Tekhnika, 1983, p. 142.
- [12] A. V. Yakimov, *Optimizacija processa shlifovanija*, Mashinostroenie, 1975.

- [13] R. M. Mubarashkin, *Issledovanie processa i razrabotka metodov povysheniya kachestva i proizvoditel'nosti profil'nogo shlifovaniya. Dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni k.t.n.*, Odesa, 1978.
- [14] A. N. Reznikov, "Теплофизика алмазного шлифования," *Sinteticheskie almazy*, no. 6, pp. 2-24, 1985.
- [15] A. A. Sagarda, *Алмазно-абразивная обработка деталей машин*, Kyiv: Tekhnika, 1984, p. 179.
- [16] A. A. Sagarda, *Алмазно-абразивная обработка деталей машин*, Kyiv: Tekhnika, 1985, p. 180.
- [17] A. V. Usov, V. G. Romantsev and V. G. Lebedev, "Кинетика теплового поля при шлифовании деталей машин и приборов," *Tezisy докладov*, Kyiv, 1986.
- [18] G. S. Kit and O. V. Poberezhnyj, "О предельном равновесии хрупкого тела с дискообразной тreshhinoj при деjstvii silovyh i temperaturnyh faktorov," *FHMM (ФХММ)*, vol. 8, no. 2, pp. 63-69, 1972.
- [19] Ю. Г. Гуцаленко, «Алмазно-іскрове шліфування,» *збірник наукових праць "Високі технології в машинобудуванні"*, № 1, pp. 62-78, 2018.
- [20] A. V. Usov and G. D. Grigor`jan, "Vozniknovenie treshhin pri алмазно-абразивной обработке сталеj," *Sverhtverdye materialy*, no. 6, pp. 53-55, 1989.
- [21] Ф. В. Новіков, Ю. Г. Гуцаленко та І. А. Рябенков, «Прогресивні напрямки високопродуктивної та високоякісної обробки металів різанням,» *Зб. Наук. Праць. Високі технології в машинобудуванні*, № 1, pp. 108-118, 2018.
- [22] М. В. Куніцин, *Технологічне забезпечення якості фінішної обробки. Дисертація на здобуття наукового ступеня к.т.н.*, Одеса, 2020, p. 184.
- [23] A. V. Usov and D. E. Anelchyk, "Issledovanie prichin treshhinoobrazovaniya pri shlifovanii detalej s pokrytiem," *Izv. vuzov*, no. II, p. 134, 1987.
- [24] P. I. Jashhericyn, A. K. Tsokur and M. L. Yeremenko, *Тепловые явления при шлифовании и свойств обработки поверхностей*, Minsk: Nauka i tehnika, 1994, p. 224.
- [25] M. M. Frolov and V. K. Andreeva, *Образование тreshhin в магнитах. Сборник "Магнитотвердые материалы"*, vol. IV, NIIPM.

- [26] A. V. Usov, A. V. Yakimov, E. A. Kormilicyna and F. M. Sal'kovskij, "Prichiny pojavlenija defektov pri shlifovanii magnitotverdyh splavov," *Tehnologija jelectrotehnicheskogo proizvodstva*, no. 4, pp. 1-3, 1990.
- [27] P. I. Jashhericyn, E. V. Ryzhov and V. I. Averchenkov, *Tehnologicheskaja nasledstvennost' v mashinostroeniii*, Minsk: Nauka i Tekhnika, 1997, p. 256.
- [28] A. V. Usov, A. V. Yakimov and I. P. Sazonov, "Vlijanie termomechanicheskikh naprjazhenij na treshhinobrazovanie pri shlifovanii cementiruemyh splavov.," in *Sovremennye problemy rezanija instrumentami iz sverhtverdyh materialov*, Kharkiv, 1989.
- [29] L. V. Khudobin, A. I. Budarin and F. M. Salkowslij, *Tehnologija obrabotki vysokojeffektivnyh magnitnyh splavov*, M: Energija, 1990, p. 184.
- [30] П. О. Марущак, Я. В. Литвиненко, В. О. Дзюра, Р. Т. Біщак та М. С. Полутренко, «Виявлення мікрodefektів на поверхні кородованої сталеві труби,» *Фізико-хімічна механіка*, № 3, pp. 103-111, 2020.
- [31] A. D. Kovalenko, *Osnovy termouprugosti*, Kyiv: Naukova dumka, 1987, p. 307.
- [32] В. І. Гурей, *Науково-технологічні основи підвищення якості та експлуатаційних характеристик деталей машин формуванням зміцнених нанокристалічних шарів// Дис. На здобуття наук. Ступ. Доктора техніч. Наук*, Львів, 2021, p. 360.
- [33] З. М. Зеленьак, *Opredelenie termouprugogo sostojanija kusochno-odnorodnyh plastin s treshhinami. Avtoreferat diss. na soisk. uch. step. d.t.n.*, Lviv, 2002, p. 16.
- [34] Y. S. Podstrigach and Y. M. Kolyako, *Obobshhennaja termomehanika*, Kyiv: Naukova dumka, 1976, p. 312.
- [35] V. V. Panasjuk, A. E. Andrejkiv and S. E. Kovchik, *Metody ocenki treshhinostojkosti konstrukcionnyh materialov*, Kyiv: Naukova dumka, 1977, p. 280.
- [36] G. Y. Popov, *Koncentracija uprugih naprjazhenij vozle shtampov, razrezov, tonkih vkljuchenij i podkreplenij*, M: Nauka, 1982, p. 344.
- [37] G. S. Kit and M. G. Krivtsun, *Ploskie zadachi termouprugosti dlja tel s treshhinami*, Kyiv: Naukova dumka, 2003.

- [38] P. M. Vitvickij, "Prochnost' hrupkih plastin so stohasticheskij raspredeleniem defektov," *Problemy prochnosti*, no. 4, pp. 13-17, 1999.
- [39] A. A. Lebedev, "Kriterii prochnosti strukturno-neodnorodnyh materialov," *Problemy prochnosti*, no. 1, pp. 57-60, 1999.
- [40] В. І. Полянський, Математична модель теплового процесу при шліфуванні матеріалів. Зб. Наук. Праць. Високі технології в, Харків: НТУ "ХП", 2018, pp. 118-129.
- [41] Т. В. Чумаченко, *Управління процесом шліфування шляхом регулювання*, 2021, p. 37.
- [42] A. Bezpalova, V. Levedev, N. Klimenko, T. Chumachenko and I. Uryadnikova, "Investigation and analysis of the possibility of diffusion less phase transformations," *European Journal of Enterprise Technologies*, no. 4/12 (94), pp. 36-42 <https://doi.org/10.15587/17294061.2018.14098>, 2018.
- [43] Я. М. Кусій, *Науково-прикладні основи технологічного устаткування параметрів якості для забезпечення експлуатаційних характеристик виробів. Автореферат дисертації на здобуття наукового ступеня д.т.н.*, Lviv, 2021, p. 44.
- [44] A. V. Yakimov, A. V. Usov, P. T. Slobodyanik and D. V. Iorgachev, *Термофизика механической обработки*, Odesa: Astroprint, 2000, p. 240.
- [45] M. V. Kunitsyn and A. V. Usov, "The Possibilities of Increasing the Reliability and Durability of a Cylindrical Group by Technological Methods," *Odeskyi Politechnichnyi Universytet Pratsi*, no. 1 (54), pp. 26-35, 2018.
- [46] H. Altenbach, J. Altenbach and W. Kissing, *Mechanics of Composite Structural Elements*, Singapore: Springer, 2018.
- [47] F. N. Cogswell, *Thermoplastic Aromatic Polymer Composites: A Study of the Structure, Processing and Properties of Carbon Fibre Reinforced Polyetheretherketone and Related Materials*, Elsevier Science, 2013.
- [48] K. T. Kim, S. H. Kim and D. W. Kim, "Synthesis and improved explosion behaviors of aluminum powders coated with nano-sized nickel film," *Applied Surface Science*, vol. 415, pp. 104-108, 2017.

- [49] M. Kunitsyn and A. Usov, "Development of Quality Criteria for the Surface Layer of Cylinders with Wear-Resistant Coatings," *Advanced Manufacturing Processes*, pp. 137-147, 2020.
- [50] S. A. Klimenko, M. Y. Kopeykina and V. I. Lavrinenko, *Finishnaja obrabotka poverhnostej pri izgotovlenii detalej*, Minsk: Belaruskaja navuka, 2017, p. 376.
- [51] A. Usov, Y. Morozov, A. Kunitsyn and A. Tonkonozhenko, "Investigation of the influence of structural inhomogeneities on the strength of welded joints of functionally gradient materials," *Odes'kyi Politechnichniy Universytet. Pratsi*, no. 1, p. 21, 2020.
- [52] S. V. Ryabchenko, "Obespechenie kachestva obrabotki zubchatykh koles pri zuboshlifovanii krugami iz KNB," *Suchasni procesi mehanichnoi obrobki instrumentami z NTM ta jakist' poverhni detalej mashin: Zb. Nauk. Prac'*, pp. 80-87, 2009.
- [53] А. В. Усов, О. М. Дубров та Д. В. Дмитришин, *Моделювання систем з розподіленими параметрами*. Монографія, Одеса: Астропринт, 2002, р. 664.
- [54] A. Usov, V. Tonkonogy and O. Rybak, "Modelling of Temperature Field and Stress-Strain State of the Workpiece with Plasma Coatings during Surface Grinding," *Machines*, vol. 7(1), no. 20, p. DOI: <https://doi.org/10.3390/machines7010020>, 2019.
- [55] N. I. Muskhelishvili, *Singular Integral Equations: Boundary Problems of Function Theory and Their Application to Mathematical Physics*, Dover Publications, 2013.
- [56] I. K. Lifanov, *Singular Integral Equations and Discrete Vortices*, Berlin: Walter de Gruyter GmbH & Co KG, 2018.
- [57] G. Bejtmen and A. Erdein, *Vyshshie transcendentnye funkicii: funkicii Besselja, ortogonal'nye mnogochleny*, Kyiv: Naukova dumka, 1991, p. 295.
- [58] I. Hurey, T. Hurey and V. Hurey, *Advances in design, simulation and manufacturing*, no. 1, pp. 572-580 [https://doi.org/10.1007/978-3-030-22365-6\\_57](https://doi.org/10.1007/978-3-030-22365-6_57), 2019.
- [59] Hao Nan Li, Tian Biao Yu, Li Da Zhu and Wan Shan Wang, "Analytical modeling of ground surface topography in monocrystalline silicon grinding

- considering the ductile-regime effect," *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, vol. 17, no. 4, pp. 880-893, 2017.
- [60] Zhenyu Han, Hongyu Jin, Maoyue Li and Hongya Fu, "An open modular architecture controller based online chatter suppression system for CNC milling," *Mathematical problems in Engineering*, vol. 2015, 2015.
- [61] G. A. Oborskij , A. F. Dashhenko , A. V. Usov and D. V. Dmitrishin , *Modelirovanie sistem : monografija*, Odesa: Astroprint, 2013, p. 664.
- [62] G. Y. Popov, *Izbrannye trudy*, vol. 1, Odesa: VMV, 2007.
- [63] A. I. Ornijak, *Методи розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень з врахуванням геометричної нелінійності та довільної форми тріщин. Автореферат дис. На здобуття наук. Ступ. К.т.н.*, Kyiv, 2021, p. 25.
- [64] В. І. Похмурський and Є. І. Крижанівський, *Механіка руйнування і міцність матеріалів*, vol. 10, Львів- Івано-Франківськ, 2006.
- [65] А. В. Усов, М. В. Куніцин та Ю. І. Зайчик, «Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення,» *ППММ*, т. 6, № 1, pp. 134-146 <https://doi.org/10.32782/mathematical-modelling/2023-6-1-15>, 2023.
- [66] A. V. Usov, M. V. Kunitsyn and Y. I. Zaychyk, "On the information model concept for a thermomechanical process in grinding technology," *Herald of Advanced Information Technology*, vol. 6, no. 3, pp. 250-262 <https://doi.org/10.15276/hait.06.2023.17>, 2023.
- [67] P. M. Vitvickij and S. Y. Popina , *Prochnost' i kriterii hrupkogo razrusheniya stohasticheski defektnyh tel*, Kyiv: Naukova dumka, 2008, p. 187.
- [68] A. Usov and Y. Zaychyk, "Studying The Influence Of Thermomechanical Phenomena On Grinded Surface Quality Parameters Of Products Made From Hard-To-Process Materials," *Cutting & Tools in Technological System ISSN 2078-7405* , pp. doi: 10.20998/2078-7405.2023.99.13, 2023.
- [69] В. М. Дубовой , Р. Н. Кветний, О. І. Михальов та А. В. Усоав, *Моделювання та оптимізація систем*, Вінниця: Едельвейс, 2017, p. 804.
- [70] P. Campbell, *Permanent Magnet Materials and Their Application*, Cambridge : Cambridge University Press, 1996.

- [71] T. Shinmura, K. Takazawa, E. Hatano, M. Matsunaga and T. Matsuo, "Study on magnetic abrasive finishing," *CIRP Ann*, vol. 39, no. 1, pp. 325-328 [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61064-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61064-6), 1990.
- [72] П. О. Дзюра and П. О. Марущак, Технологічні методи забезпечення параметрів якості поверхонь тіл обертання та їх профілометричний контроль, Тернопіль: ФОП Палниця, 2021, р. 170.
- [73] Д. М. Степанов, Н. В. Гончар, Е. В. Кондратюк and П. Р. Тришин, Особливості фінішної обробки складнопрофільних і тонкостінних авіаційних деталей щітковими полімерно-абразивними інструментами. монографія, Запоріжжя: НУ «Запорізька політехніка», 2022, р. 200.
- [74] В. Г. Лебедєв, Е. А. Луговська та А. В. Овчаренко, «Експериментальні дослідження процесу шліфування мартенситно-старіючої сталі Н18К9М5Т,» *Високі технології в машинобудуванні*, т. 1, № 27, pp. 69-78, 2017.
- [75] Ф. В. Новіков та В. І. Плянський, «Визначення умов підвищення якості механічної обробки за температурним критерієм,» *Перспективні технології та прилади*, № 17, pp. 99-105, 2020.
- [76] О. Є. Семеновський, "Підвищення технологічності виготовлення," *Серія Технічні науки*, pp. DOI: [https://doi.org/10.2664/tn-2017-2\(80\)-142-146](https://doi.org/10.2664/tn-2017-2(80)-142-146).
- [77] K. J. Buschow, *Handbook of Magnetic Materials*, Amsterdam: North-Holland, 2008.
- [78] A. A. Levchenko, "Vlijanie tehnologicheskoy nasledstvennosti pri proizvodstve zapasnyh chastej na navodorazhivanie detalej i ih iznosostojkost'," *Problemi tehniki*, no. 2, pp. 23-28, 2006.
- [79] A. G. Derevjanchenko, T. V. Kozhuhar' and S. K. Volkov, "Kompleksnaja sistema dlja raspoznavanija klassov defektov poverhnostej i struktur materialov," *Visoki tehnologii v mashinobuduvanni*, no. 12, pp. 98-108, 2017.
- [80] N. G. Stashchuk, *Problems of mechanics of elastic bodies with crack-like defects*, Kyiv: Naukova dumka, 2009, p. 324.
- [81] M. Kunitsyn, A. Usov and Y. Zaychyk, "Control of Thermomechanical Conditions for Working Surfaces of Products Made of Heterogeneous Materials at Finishing Operations.," in *InterPartner 2022. Lecture Notes in*

*Mechanical Engineering*. Springer, Cham, [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_13](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_13), 2023.

- [82] В. В. Панасюк, Придільна рівновага крихких тіл із тріщинами, Київ: Наукова думка, 2008, р. 248.
- [83] G. Y. Popov, Selected works, Vols. 1, 2, Odesa: VMV, 2007.
- [84] B. Boley and J. Weiner, Teorija temperaturnyh naprjazhenij, M: Mir, 2004, p. 427.
- [85] S. Prössdorf, Some classes of singular equations, North-Holland, 1978, p. 417.
- [86] T. F. Conry and A. A. Seireg, "A mathematical programming method for design of elastic bodies in contact," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 38, no. 2, pp. 387-392 . <https://doi.org/10.1115/1.3408787>, 1971.
- [87] Z. Han, H. Jin , M. Li and H. Fu, "An open modular architecture controller based online chatter suppression system for cnc milling," *Mathematical Problems in Engineering*, pp. 1-13 <https://doi.org/10.1155/2015/985837>, 2015.
- [88] J. P. Davim, Modern mechanical engineering: Research, development and education, <https://doi.org/10.1007/978-3-642-45176-8>: Springer, 2014.
- [89] E. G. Ladopoulos, "Singular integral operators method for two-dimensional plasticity problems," *Computers & Structures*, vol. 33, no. 3, pp. 859-865 [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(89\)90260-5](https://doi.org/10.1016/0045-7949(89)90260-5), 1989.
- [90] M. Kunitsyn, A. Usov and Y. Zaychyk, "Information technologies of the analysis for models to ensure quality characteristics of the working surfaces during mechanical processing," in *Advances in Design, Simulation and Manufacturing VI (DSMIE 2023)*, [https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4\\_26](https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4_26), 2023.
- [91] V. Nesetova and E. Z. Lajtai, "Fracture from compressive stress concentrations around elastic flaws," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 10, no. 4, pp. 265-284 [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(73\)90038-7](https://doi.org/10.1016/0148-9062(73)90038-7), 1973.
- [92] G. K. Bhargava , P. Sharma , S. Bhardwaj and I. Sharma, "An introduction to hard ferrites: From fundamentals to practical applications," in *Materials Research Forum LLC*, 2023.

- [93] В. І. Лавріненко, Г. А. Петасюк, Г. Д. Ільницька, В. В. Смоквина та О. У. Петасюк, «Дослідження взаємозв'язку морфологічних характеристик порошків синтетичного алмазу і показників процесу шліфування важкооброблюваних матеріалів/», *Міжн. Зб. Наук. Праць «Процеси механічної обробки в машинобудуванні»*, № 9, pp. 82-90, 2010.
- [94] V. G. Lebedev, E. A. Lugovskaya and A. V. Usov, *Temperaturnye i silovye zavisimosti pri rezanii edinichnym zernom*, 590 637DR, 1976, p. 17.
- [95] P. M. Mubarashkin, "Shlifovanie special'nyh stalej bez obrazovanija treshhin na obrabotannoju poverhnosti," *Vestnik mashinostroenija*, pp. 44-46, 1984.
- [96] J. J. Freiman, W. Stephen and J. Mecholsky, *The fracture of brittle materials: Testing and analysis*, John Wiley & Sons, 2019, p. 243.
- [97] M. A. Zaykov, "Vlijanie skorosti deformacii na prochnost' uglerodnoj stali pri vysokih temperaturah.," *JTF*, vol. XIX, no. 6, pp. 41-46, 1999.
- [98] V. S. Chirkin, *Teplofizicheskie svojstva materialov.*, M: Fizmatgiz, 1959, p. 356.
- [99] Г. Карслоу та Д. Егер, *Теплопровідність твердих тіл*, Київ: Наука і техніка, 2007, p. 420.
- [100] A. V. Usov, *Povyshenie jeffektivnosti processa bezdefektnogo shlifovanija materialov i splavov, predraspolzhenykh k treshhinoobrazovaniju. Dis. Na soisk. Uch. Step. D.t.n.*, Kyiv, 1991, p. 364.
- [101] I. M. Gelfand and G. E. Shylov, *Obobshhenie funkcii i dejstvija nad nimi*, Gosudarstvennoe izdatel'stvo fiziko-matematicheskoi literatury., 1988, p. 440.
- [102] A. S. Galicin and A. N. Zhukovskij, *Integral'nye preobrazovanija i special'nye funkcii v zadachah teploprovodnosti*, Kyiv: Naukova dumka, 1986, p. 320.
- [103] A. A. Koshin, P. P. Perevezev, G. I. Butorin and S. N. Korchak, "Modelirovanie rabotosposobnosti krugov raznykh harakteristik i metodika vybora krugov i rezhimov v obshhemashinostroitel'nykh normativah rezhimov shlifovanija," in *tezisy dokladov pervogo Vsesojuznogo nauchnotekhnicheskogo seminaru "Optimshlifabraziv"*, Cheljabinsk, 1980.

- [104] A. N. Reznikov, "Терлофизика алмазного шлифованія," *Sinteticheskie almazy*, no. 6, pp. 6-24, 1991.
- [105] B. E. Gatewood, *Temperaturnye naprjazhenija*, 1999, p. 349.
- [106] G. Y. Popov, P. V. Kereksha and V. E. Kruglov, *Metod faktorizacii i ego chislennaja realizacija*, Odesa: Gorodskaja tipografija, 1980.
- [107] В. А. Диткин та А. П. Прудников, *Операційне числення*, Київ: Вища школа, 2006.
- [108] A. V. Usov, A. V. Yakimov, E. A. Kormilicyna and F. M. Sal'kovskij, "Prichiny pojavlenija defektov pri shlifovanii magnitotverdyh splavov," *Tehnologija jelektrotehnicheskogo proizvodstva*, no. 4, pp. 1-11, 1992.
- [109] Kafedra tehnologii mashinostroenija, OPI, *Otchet po NIR Issledovanie vozmozhnosti povyshenija effektivosti shlifovanija magnitov s povyshennym sodержaniem titana i kobal'ta putem primenenija obzhatija i tverdyh smazok*, 1988, p. 127.
- [110] A. V. Usov, I. P. Sazonov and V. V. Yakusheva, "Issledovanie tehnologicheskikh vozmozhnostej bezdefektnogo shlifovanija cementiruemyh stalej.," in *Upravlenie kachestvom v mehanosborochnom proizvodstve*, Kyiv, 1981.
- [111] G. P. Cherepanov, *Mehanika hrupkogo razrushenija*, M: Nauka, 1974, p. 640.
- [112] M. A. Lavrent`ev and B. M. Shabat, *Metody teorii funkcij kompleksnogo peremennogo*, M: Nauka, 1973, p. 736.
- [113] L. A. Galin, *Kontaktnye zadachi teorii uprugosti*, Gostehizdat, 1989, p. 214.
- [114] O. N. Romaniv and G. N. Nikiforochin, "Ispol'zovanie metoda V - integrala dlja ocenki treshhinostojkosti konstrukcionnyh materialov," *FHMM (ФХММ)*, no. 3, pp. 80-90, 1978.
- [115] V. V. Panasjuk, *Mehanika razrushenija i prochnost' materialov. Spravochnoe posobie v 4-h tomah*, Kyiv: Naukova dumka, 1988.

**ДОДАТОК А. СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ  
ДИСЕРТАЦІЇ ТА ВІДОМОСТІ ПРО АПРОБАЦІЮ РЕЗУЛЬТАТІВ  
ДИСЕРТАЦІЇ**

Наукові роботи, в яких опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Усов, А. В., Куніцин, М. В., & Зайчик, Ю. І. (2021). Моделювання технологічних можливостей по забезпеченню якісних характеристик поверхневого шару конічних виробів на фінішних операціях. Прикладні питання математичного моделювання, 4(1), 231–239. <https://journals.kntu.kherson.ua/index.php/ppmm/article/view/237> (Фахове видання)
2. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychik, Y. I. (2021). Design of technological possibilities on providing of quality descriptions of superficial layer of conical wares on finish operations. Applied Questions of Mathematical Modeling, 4(1), 231–239. <https://doi.org/10.32782/KNTU2618-0340/2021.4.1.25> (Фахове видання)
3. Usov, A. V., Kunitsyn, M. V., & Zaychuk, Y. I. (2022). Management of the quality characteristics of the working surfaces of complex profile products during mechanical processing. Proceedings of XVI International Conference Measurement and Control in Complex System (MCCS-2022). 16th IC Measurement and Control in Complex Systems, Vinnytsia, Ukraine. <https://doi.org/10.31649/mccs2022.09> (Фахове видання)
4. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychuk, Y. (2023). Control of Thermomechanical Conditions for Working Surfaces of Products Made of Heterogeneous Materials at Finishing Operations. 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. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8\\_13](https://doi.org/10.1007/978-3-031-16651-8_13) (Scopus)

5. Kunitsyn, M., Usov, A., Zaychyk, Y. (2023). Information Technologies of the Analysis for Models to Ensure Quality Characteristics of the Working Surfaces During Mechanical Processing. In: Ivanov, V., Trojanowska, J., Pavlenko, I., Rauch, E., Piteľ, J. (eds) *Advances in Design, Simulation and Manufacturing VI. DSMIE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. [https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4\\_26](https://doi.org/10.1007/978-3-031-32767-4_26) (Scopus)

6. Усов А.В. Інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення// А.В. Усов, М.В. Куніцин, Ю.І. Зайчик/ Ж. ППММ, Т.6, № 1,2023, ХНТУ, <https://doi.org/10.32782/mathematical-modelling/2023-6-1-15>. С. 134-146.

7. Usov A. V., Kunitsyn M. V., Zaychyk Yu. On the information model concept for a thermomechanical process in grinding technology. *Herald of Advanced Information Technology* Vol. 6 No.3: 2023; DOI: <https://doi.org/10.15276/hait.06.2023.3> UDC 004.519.816.

8. A. Usov, DSc, Prof., M. Kunitsyn, PhD, Assoc. Prof., Yu. Zaychyk// Theoretical and experimental recommendations for the elimination of grinding cracks during the processing of permanent magnets. *Proceedings of Odessa Polytechnic University*, 2023, [2]68: 5 – 18. DOI: 10.15276/OPU.2.68.2023.01.

9. Anatoliy Usov, Yuriy Zaychyk Studying The Influence Of Thermomechanical Phenomena On Grinded Surface Quality Parameters Of Products Made From Hard-To-Process Materials ISSN 2078-7405 *Cutting & Tools in Technological System*, 2023, Edition 99 doi: 10.20998/2078-7405.2023.99.13

## ДОДАТОК Б. АКТИ ВПРОВАДЖЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДИСЕРТАЦІЙНОЇ РОБОТИ

Директор  
ТОВ «ХОЛДІНГОВА КОМПАНІЯ МІКРОН»  
Доктор технічних наук  
В.О. Вайсман



АКТ

Впровадження науково-дослідної роботи

«Технологічні методи забезпечення якісних характеристик виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення на фінішних операціях»

1. Розроблена математична модель, що описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні робочих поверхонь виробів із матеріалів, схильних до тріщиноутворення і припиків в процесі шліфування.
2. Досліджено вплив технологічної спадковості попередніх операцій на інтенсивність утворення тріщин і припиків на оброблюваних поверхнях виробів із матеріалів, схильних до вказаних дефектів при обробці шліфуванням.
3. Запропоновані критерії запобігання утворенню тріщин і припиків й встановлено їх зв'язок з досліджуваними технологічними факторами процесу шліфування робочих поверхонь виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення.
4. Розроблені передумови для оптимізації термомеханічного стану поверхневого шару виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення в процесі шліфування, що виключають виникнення шліфувальних дефектів типу тріщин і припиків.
5. Визначені технологічні можливості управління якістю поверхневого шару робочих поверхонь виробів із матеріалів, схильних до дефектоутворення та забезпечення їх геометричних характеристик, необхідних для ефективної експлуатації, що дозволило одержати економічний ефект у розмірі 6000 грн. на одній партії деталей.

Науковий керівник теми  
Д.т.н., професор

А.В. Усов

Відповідальний виконавець

Ю.І. Зайчик



ЗАТВЕРДЖУЮ  
Перший проректор з науково-педагогічної та виховної роботи  
національного університету  
«Одеська Політехніка»  
д.т.н., проф. Нестеренко С.А..

«*Сидор*» «грудень» 2023 р.

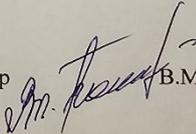
#### Акт

#### Впровадження результатів дослідження у навчальний процес

Завідувачка кафедри Автомобільного транспорту та логістики д.т.н., проф. Меленчук Т.М., завідувач кафедри динаміки машин та механічної інженерії к.т.н., доц. Лимаренко О.М., завідувач кафедри вищої математики і моделювання систем д.т.н., проф. Усов А.В. завідувач кафедри цифрових технологій в інжинірингу д.т.н., проф. Тіхенко В.М. та аспірант Зайчик Ю.І. підтверджують, що в період з 01.09.2023 року по 15.10.2023 року в Інституті цифрових технологій, дизайну та транспорту були проведені практичні випробування результатів дисертаційної роботи «Технологічні методи забезпечення якісних характеристик виробів із матеріалів, схильних до утворення тріщин на фінішних операціях», зокрема, під час викладання дисциплін «Автомобільні двигуни», «Динаміка машин» для студентів третього та четвертого курсів. Було прочитано лекцію по забезпеченню якісних характеристик при шліфуванні сталі 18X2H4BA та магнітних матеріалів типу ЮНДКТ 35Т5. В навчальній дисципліні «Математичне моделювання технічних систем», яку кафедра ВММС викладає для магістрів, розглядались моделі термомеханічних процесів у виробках при їх механічній обробці.

В результаті одержані наступні результати:

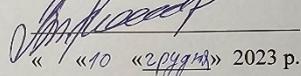
1. Дистанційна комунікація учасників освітнього процесу здійснювалася через засоби комунікації, вбудовані до системи управління навчанням (LMS), електрону пошти, системи миттєвого обміну повідомленнями (Viber, Telegram), сервіси відеотелефонного зв'язку (MS Teams, ZOOM, Google Meet, Skype та ін.);
2. В дистанційному режимі згідно з навчальним планом здійснено читання лекцій по технологічному забезпеченню якісних характеристик робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до утворення дефектів на фінішних операціях та виконання практичних занять за вказаною темою в повному обсязі;
3. В дистанційному режимі згідно з навчальним планом проведені усі види контролю засвоювання матеріалів лекцій та практичних занять;

Директор ЦТДТ Д.т.н., професор  В.М. Тонконогий

ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор ІЦТДТ національного  
університету «Одеська Політехніка»

д.т.н., проф. Тонконогий В.М.

  
« 10 «серпень» 2023 р.**Акт**

Ми, такі, що підписалися нижче, від ІЦТДТ:

Завідувачка кафедри Автомобільного транспорту та логістики д.т.н., проф. Меленчук Т.М., завідувач кафедри динаміки машин та механічної інженерії к.т.н., доц. Лимаренко О.М., завідувач кафедри вищої математики і моделювання систем д.т.н., проф. Усов А.В. завідувач кафедри цифрових технологій в інжинірингу д.т.н., проф. Тіхенко В.М. та аспірант Зайчик Ю.І. склали цей акт в тому, що в період з 01.09.2023 року по 30.10.2023 року в Інституті цифрових технологій, дизайну та транспорту були проведені практичні випробування результатів дисертаційної роботи «Технологічні методи забезпечення якісних характеристик виробів із матеріалів, схильних до утворення тріщин на фінішних операціях», зокрема, під час викладання дисциплін «Автомобільні двигуни», «Динаміка машин» для студентів третього та четвертого курсів. Було прочитано лекцію по забезпеченню якісних характеристик при шліфуванні сталі 18X2H4BA та магнітних матеріалів типу ЮНДКТ 35Т5. В навчальній дисципліні «Математичне моделювання технічних систем», яку кафедра ВММС викладає для магістрів, розглядались моделі термомеханічних процесів у виробі при їх механічній обробці.

В результаті одержані наступні результати:

1. Дистанційна комунікація учасників освітнього процесу здійснювалася через засоби комунікації, вбудовані до системи управління навчанням

(LMS), електрону пошту, системи миттєвого обміну повідомленнями (Viber, Telegram), сервіси відоетелефонного зв'язку (MS Teams, ZOOM, Google Meet, Skype та ін.);

2. В дистанційному режимі згідно з навчальним планом здійснено читання лекцій по технологічному забезпеченню якісних характеристик робочих поверхонь деталей із матеріалів, схильних до дефекто утворення на фінішних операціях та виконання практичних занять за вказаною темою в повному обсязі;
3. В дистанційному режимі згідно з навчальним планом проведені усі види контролю засвоювання матеріалів лекцій та практичних занять;

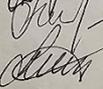
Від/ПТДТ

д.т.н., проф.



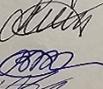
Меленчук Т.М..

К.т.н., доц.



Лимаренко О.М..

Д.т.н., проф..



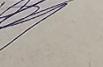
Усов А.В.

Д.т.н., проф.



Тіхенко В.М.

Аспірант



Зайчик Ю.І.