

А. В. Усов¹
М. В. Куніцин¹
Ю. І. Зайчик¹

УПРАВЛІННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИМИ МЕТОДАМИ ПО ЗАБЕЗПЕЧЕННЮ ЯКІСНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВИРОБІВ ІЗ МАГНІТОТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ НА ФІНІШНИХ ОПЕРАЦІЯХ

¹Національний університет «Одеська політехніка»

Запропоновано інформаційне забезпечення технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із магнітотвердих сплавів, схильних до тріщиноутворення, що полягає у встановленні розрахункових залежностей щодо визначення впливу спадкових дефектів, сформованих від попередніх операцій на тріщиностійкість поверхневого шару при шліфуванні. Досліджено технологічні умови обробки з урахуванням накопичених пошкоджень і неоднорідностей магнітотвердих матеріалів, особливо схильних до тріщиноутворення в процесі шліфування, що має важливе народногосподарське значення для зниження дефектів на фінішних операціях та підвищення експлуатаційних властивостей деталей машин. Розроблено математичну модель, яка описує термомеханічні процеси в поверхневому шарі при шліфуванні деталей із магнітотвердих 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. Одержані теоретико-експериментальні функціональні зв'язки термомеханічного стану оброблюваних поверхонь виробів із магнітотвердих сплавів з технологічними параметрами використані для побудови управління вибору технологічних умов, які забезпечують необхідну якість поверхневого шару деталей при обробці їх шліфуванням з урахуванням максимальної продуктивності обробки.

Ключові слова: фінішні операції, спадкоємні дефекти, тріщино утворення, моделювання термомеханічних явищ, якість обробленої поверхні, магнітотверді сплави, бездефектна обробка, технологічні критерії управління.

Вступ

У сучасному приладобудуванні, апаратобудуванні, електромашинобудуванні, станкобудуванні, радіоелектроніці широкого поширення набули постійні магніти з литих висококоерцитивних та особливо висококоерцитивних анізотропних сплавів. Область застосування цих магнітів продовжує неухильно розширюватися, зокрема, у зв'язку із розвитком космічної техніки.

Вивчення та аналіз якості попередньої та остаточної розмірної обробки постійних магнітів у ряді виробництв показують, що основними дефектами магнітів є мікротріщини та поверхневі тріщини, сколи [1].

Дослідження впливу попередніх видів обробки на процес тріщиноутворення при шліфуванні висококоерцитивних магнітів слід проводити на основі таких критеріїв, які одночасно служили б 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 попередніх шліфування та встановити власне вплив абразивної обробки на виникнення тріщин.

Основні властивості та характеристики якості поверхні є шорсткість, мікротвердість, величина та знак внутрішніх технологічних напружень, наявність включень та інших структурних недосконалостей залежать від видів і режимів термічної обробки (ТО), термомеханічної обробки (ТМО) і механічної обробки і визначають залежність експлуатаційних якостей виробів з магнітів від технології їх виготовлення [2].

Зміна методів плавки, режимів ТО, ТМО і чорнового шліфування викликає відповідну зміну окремих характеристик якості поверхні, що впливає на інтенсивність тріщиноутворення на фінішних операціях, зокрема, при остаточному шліфуванні.

Результати дослідження

Для доцільного використання явища технологічної спадковості при виготовленні магнітів необхідно встановити безпосередні зв'язки в першу чергу між якістю оброблюваної поверхні і домінуючими параметрами технологічного процесу [3].

Особливості фізико-механічних властивостей магнітотвердих сплавів типу ЮНДК35Т5 (висока крихкість, низька міцність, відносно низькі значення теплопровідності і 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 остаточного шліфування, оскільки основні дефекти – тріщино- та сколоутворення виникають саме при остаточній обробці даних магнітів.

В даний час використовуються такі способи лиття – відкритий і вакуумний. Найбільш поширеним відкритим способом лиття є плавка у кислому тиглі. Поширенню цього способу плавки сприяють порівняльна простота технологій та висока термостійкість тиглів. До недоліків кислого плавлення відноситься те, що вона дає найбільш забруднений метал.

Виплавка сплавів ЮНДКТ у вакуумних печах знаходить все більше застосування в технології виробництва магнітів. Це пов'язано з тим, що при вакуумному плавленні сплаву ЮНДК35Т5 кількість неметалевих включень на 70 % менша, і схильність до тріщино- та сколоутворення при обробці у таких магнітів значно нижча, ніж у випадку з відкритою плавкою в кислому тиглі.

Вирощування монокристалів є більш прогресивним методом отримання заготовок. Теоретично цей процес зводиться до створення таких умов, за яких атоми розплаву "виморожуються" на монокристалній затравці, відтворюючи будову решітки.

Для подальшої механічної обробки (чорнового шліфування) заготовки зі сплавів ЮНДКТ піддають термічній обробці: загартуванню та відпустці. Основне призначення цієї операції полягає у підвищенні в'язкості та пластичності сплаву. В іншому випадку при чорновому шліфуванні практично всі заготовки через високу крихкість схильні до тріщини- та сколоутворення [4].

Завданням термомагнітної обробки сплавів ЮНДК є отримання оптимальної структури, що визначає необхідний рівень магнітних властивостей. При цьому в матеріалі додатково до всіх видів анізотропії формується ще й зовнішня або наведена одновісна анізотропія, обумовлена текстурою продуктів ($\alpha + \alpha'$)-перетворень. Тут важливо витримувати оптимальну температуру високоерцитивного перетворення. Для сплавів ЮНДКТ вона знаходиться в діапазоні 860-800°C. У цьому діапазоні є умовна точка Кюрі. Сплави ЮНДКТ дуже чутливі до впливу зовнішнього магнітного поля саме за температури близької до точки Кюрі [5].

Обробка шліфуванням магнітів у високоерцитивному стані пов'язана з низькою продуктивністю і відносно великим браком по тріщинах і сколам. Вплив морфології та формування неметалевих включень суттєво впливає на утворення шліфувальних тріщин при обробці деталей із магнітів.

Проведемо аналіз причин тріщиноутворення при шліфуванні магнітотвердих сплавів залежно від технології їх виготовлення та структурної неоднорідності, що супроводжує по ходу технологічного процесу, на механізм зародження мікротріщин і розвитку їх у магістральні. Встановив їм також вплив морфології та неметалевих включень на інтенсивність появи шліфувальних тріщин. Для цього необхідно отримати залежності в сукупності з експериментальними дослідженнями, які дозволили б теоретично визначити галузі поєднань технологічних параметрів, що забезпечують необхідну якість, оброблюваних поверхонь і побудувати управління. вибір у цих параметрів з умови максимальної ефективності процесу шліфування.

Це, в свою чергу, сприяє тому, що якість поверхневого шару залежить від напрямку шліфування магнітів у цьому стані. Визначення відносного напрямку обробки за вибраним критерієм, що характеризує якість шліфованих поверхонь, дозволить знизити шлюб за основними дефектами типу тріщин і ірпалів і збільшити вихід придатних виробів.

Поява макро- та мікротріщин на шліфованих поверхнях магнітів є також наслідком концентрації термомеханічних напружень у місцях скупчення різних неметалевих включень. Коефіцієнт інтенсивності напружень відбиває технологічну спадковість для магнітотвердих сплавів.

Для оцінки технологічної спадковості, яка з'являється не тільки у зміні фізико-механічних властивостей матеріалу по всьому перерізу, але і з поверхні, слід вибирати більш чутливі критерії, що відображають у диференціальній формі ті зміни з матеріалом, які відбуваються під час технології виготовлення деталей. Якщо врахувати, що як оцінка спадковості для магнітотвердих сплавів необхідно орієнтуватися на мінливу від операції до операції крихкість даних магнітів, то стає очевидним, що найбільш прийнятним є критерій тріщиностійкості. Більш того, методи оцінки цього критерію більш досконалі і цей критерій є «тоншим» у визначенні властивостей магнітів з поверхні. Найголовнішою перевагою цього критерію є те, що він дуже чутливий до різноманітних дефектів у матеріалі, що закладаються кожною операцією, і величина його залежить від геометрії цих дефектів.

Розглянемо конструкцію теоретичного значення цього критерію – коефіцієнта інтенсивності напружень [6]:

$$K_1(P^*, a_i, l) = \lim_{S \rightarrow 0} \sqrt{2\pi S} \sigma_y(x, y, \tau)$$

Тут S – відстань по нормалі до контуру дефекту в його плоскості $Z = 0$; $\sigma_y(x, y, 0)$ – нормальні напруги в плоскості розташування тріщиноподібного дефекту $Z = 0$.

Оскільки зазначений коефіцієнт є деякою функцією зовнішніх навантажень P , розмірів дефекту l і параметрів геометрії виробу a_i , яка перебуває з вирішення термомеханічної задачі, умова локального руйнування на контурі дефекту в принципі дозволяє визначити розвиток цього дефекту і, зокрема, відшукати ту комбінацію зовнішніх навантажень, яка з одного боку визначається параметрами технологічного процесу, а з іншого боку сама собою розділяє області стійкості й нестійкості стану виробу з тріщиноподібними дефектами. Іншими словами, якщо магніт пройшов весь цикл технологічного процесу до операції остаточного шліфування, і протягом цього знайшов деякі дефекти структури, як-то неметалеві включення на стадії виплавки, мікротріщини при термообробці та черновому шліфуванні, анізотропію і неоднорідність при ТМО, то інтенсивність тріщиноутворення при остаточному шліфуванні цього магніту визначатиметься розмірами цих дефектів $2l$, величиною термомеханічних напруг, що виникають при обробці шліфуванням і величиною коефіцієнта тріщиностійкості K_{1C} цього магніту. Значення характеристики тріщиностійкості K_{1C} по суті відображає всю накопичену дефектність структури [7].

Експериментальні дані, наведені в [8] показують, що значення коефіцієнта тріщиностійкості різні для моно- та полікристалів ЮНДКТ у стадії заготування. Це тим, що відсотковий вміст неметалевих включень у металі змінюється у досить широких межах залежно від способу отримання матеріалу.

Фазовий склад даних сплавів змінює значення коефіцієнта тріщиностійкості у межах. Так для полікристалів у вихідному стані $K_{1C} = 30 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{М}}$ у той час, як наявність γ -фази підвищує коефіцієнт тріщиностійкості K_{1C} до $97 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{М}}$. Пояснення цього факту полягає в тому, що γ -фаза, будучи більш пластичною, порівняно з основною матрицею даного сплаву, сприяє гальмування мікротріщин. Однак наявність цієї фази у сплаві ЮНДКТ знижує коерцитивну силу на 40 %, залишкову магнітну індукцію на 15-20 % і максимальну магнітну енергію більш ніж на 60 %. Тому присутність γ -фази у готових магнітах не допускається.

Вплив термомагнітних полів істотно впливає на механічні властивості досліджуваних магнітів. Так, основний параметр тріщиностійкості K_{1C} змінюється при цьому по відношенню до K_{1C} магнітів у стані γ -фази у 2-3 рази. Полікристали, в залежності від режимів термомагнітної обробки (часу витримки при нагріванні τ_2 і при відпустці τ') і виду охолодження або на повітрі) мають значення коефіцієнтів тріщиностійкості від $35 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{М}}$ до $65 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{М}}$. Магнітні властивості їх у своїй змінюються у меншому діапазоні. Інші механічні характеристики мають значно менший розкид значень ($\sigma_{nr} - 20 \%$, $\sigma_{изр} - 35 \%$).

Слід зазначити сприятливий вплив повторної ТМО на механічні властивості магнітів. Однак, при цьому знижується магнітні властивості даних сплавів та підвищується собівартість їх виготовлення.

Особливістю структури висококоерцитивного стану розглянутих сплавів є періодичне чергування еліптично образних частинок α -фази, оточених матрицею α -фази.

Розглянемо механізм виникнення шліфувальних тріщин з позицій впливу геометрії α' -фази та її орієнтації по відношенню до напрямку шліфування даних магнітів у висококоерцитивному стані [9], [10].

Для цього формалізуємо реальний процес шліфування магнітів, представляючи їх як деякі тендітні тверді тіла з періодичною системою гострих дефектів однакової довжини і кутів нахилу їх до осі X , яка проходить по центрах цих дефектів (рис. 1).

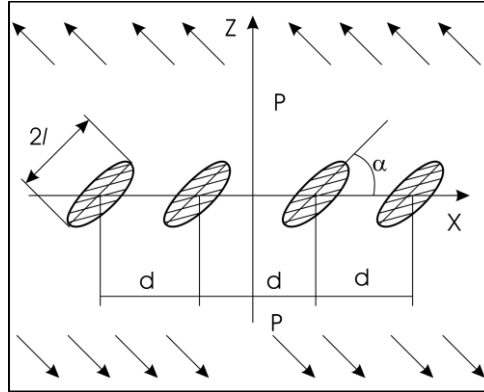


Рис. 1. Розрахункова схема для аналізу впливу ТМО та її спрямування на механізм формування шліфувальних тріщин

Відстань між центрами сусідніх дефектів постійно і дорівнює $d[d_{nk}e^{i\beta nk} = (n - K)d]$. У припущенні, що до всіх дефектів прикладено самоурівноважене навантаження ($P_K(x_K) = P(x_K)$) функція розривів переміщень $\langle U'_k(x) \rangle = U(x_K)$ і для їх визначення достатньо розглянути тільки одне інтегральне рівняння виду [8]:

$$\int_{-l}^l [\langle U'_k(t) \rangle K(t - x) + \langle \overline{U'_k(t)} \rangle L(t - x)] dt = \pi P(x), |x| < l \quad (1)$$

де

$$K(x) = \frac{1}{x} + \frac{1}{2} \sum_{-\infty}^{\infty} \left(\frac{1}{x + kde^{i\alpha}} + \frac{1}{x + kde^{-i\alpha}} \right) \quad (2)$$

$$L(x) = \frac{1}{2} \sum_{-\infty}^{\infty} \left(\frac{1}{x + kde^{i\alpha}} - \frac{x + kde^{-i\alpha}}{(x + kde^{i\alpha})^2} \right)$$

Після нескладних перетворень (2) отримаємо:

$$K(x) = \frac{\pi}{2d} \left(e^{i\alpha} \operatorname{ctg} \frac{\pi x e^{i\alpha}}{d} + e^{-i\alpha} \operatorname{ctg} \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \right) \quad (3)$$

$$K(x) = \frac{\pi}{2d} (e^{-i\alpha} - e^{-3i\alpha}) \left(\operatorname{ctg} \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} - \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \cos e^2 \frac{\pi x e^{-i\alpha}}{d} \right)$$

Таким чином, завдання про визначення напружено-деформованого стану поверхневого шару шліфованих магнітів у висококоерцитивному стані зводиться до визначення напружено-деформованого стану пружної площини, ослабленої періодичною системою включень. Рішення останньої зводиться до знаходження функції $\langle U'_K(x) \rangle$ визначальної форми тріщини, що формується, з сингулярного інтегрального рівняння (1), ядра якого визначаються формулами (3).

Маючи рішення інтегрального рівняння (2) у вигляді (3) з алгоритмом обчислення функції $U'_i(\eta)$, комплексні потенціали напружень $\Phi(Z)$ та $\Psi(Z)$ можна знайти за формулами [11]:

$$\Phi(z) = \frac{e^{i\alpha}}{2d} \int_{-e}^e \operatorname{ctg} \frac{\pi}{d} (te^{i\alpha} - z) U'(t) dt \quad (4)$$

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

Формули для обчислення коефіцієнтів інтенсивності напружень для даного випадку можна записати у вигляді:

$$K_1^\pm - iK_2^\pm = \mp \sqrt{l} \lim_{r \rightarrow \pm 1} \left[\sqrt{1 - r^2} U'(r) \right] \quad (5)$$

Або остаточно знаходимо:

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

$$G_n = \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \xi^n \sqrt{1 - \xi^2} P(\xi) d\xi$$

визначає коефіцієнти інтенсивності напружень для довільного навантаження $P(x_K)$ на границях тріщиноподібних дефектів. Для аналізу умов виникнення шліфувальних тріщин при обробці магнітів, можна в першому наближенні вважати, що до границь α' -фаз у точках $x_K = \xi$ прикладені зосереджені тангенціальна P_z і зсувна P_y сили і врівноважують їх термомпружні напруження розтягування. Тоді можна припустити:

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

При одновісному розтягуванні, коли поверхневий шар схильний до превалюючих навантажень P_z і врівноважується її перпендикулярно лініям α' -фаз маємо:

$$P(y) = -S = -(\sigma - i\tau) = -\frac{-P}{2} (1 - e^{2i(\phi - \alpha)}) \quad (7)$$

$$G_0 = -\frac{1}{2} S; G_1 = 0; G_2 = -\frac{1}{8} S$$

$$K_1^\pm - iK_{II}^\pm = \sqrt{l} \left\{ S - \frac{\lambda^2}{2} (a_1 S + b_1 \bar{S}) - \frac{\lambda^4}{S} [S(9a_2 - 2a_1^2 - 2b_1 \bar{b}_2) + \bar{S}(9b_2 - 4a_1 b_1)] \right\} + 0(\lambda^6) \quad (8)$$

Підставляючи в (8) значення коефіцієнтів a_K, b_K та відокремлюючи дійсну та уявну частини, приходимо до формул, зручних для розрахунку:

$$K_I = \sqrt{l} \left\{ \sigma - \frac{\pi^2 \lambda^2}{3 \cdot 2^3} (\sigma U_1 + \tau V_1) - \frac{\pi^4 \lambda^4}{2^7} [\sigma (U_2 - W_2) + \tau V_2] \right\} + 0(\lambda^6) \quad (9)$$

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

де

$$U_1 = 2 \cos 2\alpha - 4 \cos 4\alpha; \quad U_2 = \frac{4}{9} \sin^2 \alpha + \frac{28}{45} (\cos 4\alpha - \cos 6\alpha); \\ V_1 = \sin 2\alpha - \sin 4\alpha; \quad V_2 = -\frac{2}{9} \sin 2\alpha + \frac{28}{45} (\sin 4\alpha - \sin 6\alpha); \quad (10)$$

$$W_1 = \cos 4\alpha; \quad W_2 = \frac{5}{9} - \frac{4}{9} \cos 2\alpha + \frac{14}{45} \cos 4\alpha$$

На рис. 2(а) представлена залежність P^*/P_0 від кута орієнтації α тріщиноподібних дефектів при різних значеннях параметра λ . При $\lambda < 1$ взаємодія сусідніх дефектів, нахилених до осі x під кутами $\alpha < \pi/3$ призводить до зменшення міцності поверхневого шару. Мінімум руйнівного навантаження досягається при різних α . Колінеарні дефекти стають найбільш небезпечними тільки при $\lambda \rightarrow 1$. При значеннях α , близьких до $\pi/3$, граничне навантаження таке саме, як у випадку одного тріщиноподібного дефекту (для $0 < \lambda < 1$). Для $\lambda \geq 1$ всі криві зі збільшенням α зростають від нуля

до деякого максимального значення при $\alpha = \pi/2$. Для кутів α , близьких до $\pi/2$, при всіх значеннях $\lambda > 0$ взаємодія дефектів призводить до зміцнення поверхневого шару, причому найбільше зміцнення спостерігається при $\alpha = \pi/2$.

На рис. 2(б) представлена залежність критичного навантаження від кута α для різних значень λ при одноісному розтягуванні (у випадку, коли ми нехтуємо дією навантаження P_Y , що зсуває) перпендикулярно осі x . Зменшення відстані між центрами дефектів веде до падіння міцності при всіх значеннях α . Мінімум, що є на кривій $\lambda = 0$ (рис. 2) для одного дефекту при $\alpha = 11\pi/90$ зі зменшенням, відстані між дефектами зрушується в напрямку значення, $\alpha = 0$, $\lambda \geq 1$. Найбільш небезпечними є дефекти, близькі до колінеарних.

Механізм утворення технологічних тріщин можна вивчити і з позицій гіпотези про найбільш «слабку» ланку, під якою слід розуміти структурний параметр, розмір якого вибирається як критерій бездефектної обробки за формулою [12], [13]:

$$l_0 < \frac{K_C^2}{\pi[G T_k(1 + \nu)\alpha_t]^2} \quad (11)$$

Формула (11) дає простий достатній критерій, при виконанні якого тріщиноподібний дефект $2l_0$ не буде перетворюватися на магістральну тріщину.

Якщо включення мають форму еліпса, то в результаті миттєвого локального нагріву поверхневого шару магніту в зоні контакту може утворитися дископодібна тріщина. Дійсно, при шліфуванні, під дією термопружних напружень, так і сил різання на границях дископодібного дефекту радіуса R , виникають сили P по осі цього дефекту [14]:

$$P = G(1 + \nu)\alpha_t T_k \iint_{(S)} (\vec{n}_z, \vec{ds}) = G(1 + \nu)\alpha_t T_k S_0 \quad (12)$$

де S_0 – площа проекції межі дефекту на площину тріщини.

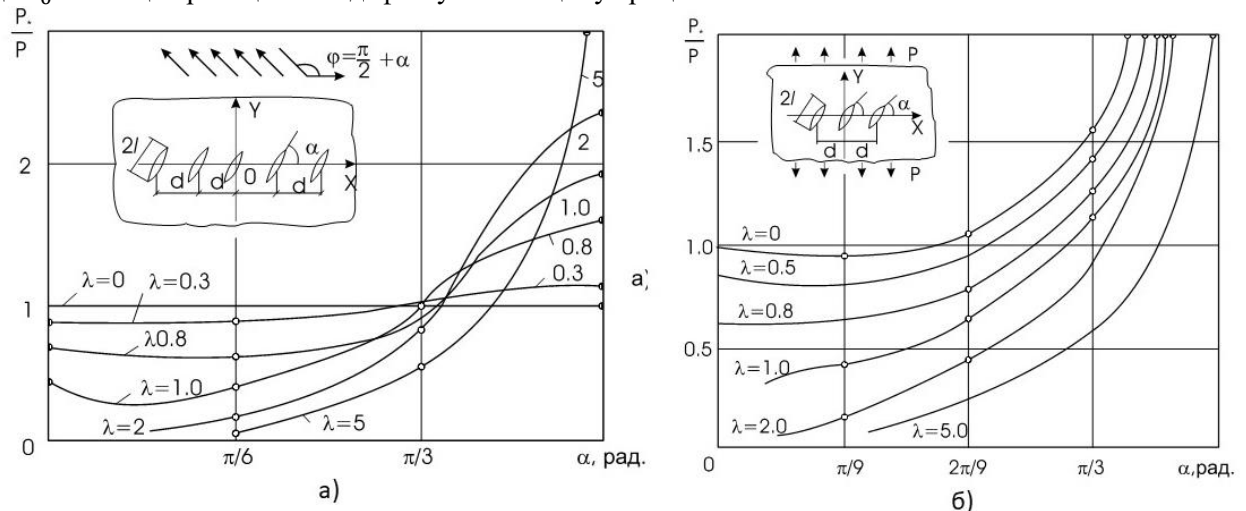


Рис. 2 Вплив геометрії та кута орієнтації α тріщиноподібних дефектів на умову взаємодії та зростання їх у магістральні тріщини в залежності від напрямку обробки: а) залежність P^*/P_0 від кута орієнтації α тріщиноподібних дефектів при різних значеннях параметра λ ; б) представлена залежність критичного навантаження від кута α для різних значень λ

Коефіцієнт інтенсивності напружень визначається при цьому формулою:

$$K_I = \frac{P}{(\pi R)^{3/2}} \quad (13)$$

Використовуючи в'язкість, руйнування магніту, можна визначити радіус дископодібного дефекту, який при виконанні умов:

$$R \leq \frac{1}{\pi} \left[\frac{G(1 + \nu)\alpha_t T_k S_0}{K_{1C}} \right]^{2/3} \quad (14)$$

не розвиватиметься у магістральну тріщину. Та у випадку еліпсоїдальної форми маємо:

$$S = 4ab, \quad R = \frac{1}{\pi} \left[\frac{4G(1+\nu)\alpha_t ab T_k}{K_{1C}} \right]^{2/3} \quad (15)$$

Тут a та b – головні півосі еліпса в перерізі еліпсоїду дископодібної тріщини.

Отримані аналітичні умови (13), (14), (15) рівноваги структурних дефектів, розміром $2l$ (у разі найбільш «слабкої» ланки) залежать від коефіцієнта тріщиностійкості K_{1C} , коефіцієнтів ν , G , α_t , а також від величини контактної температури T_k , яка визначається режимною частиною.

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 оброблюваного металу, його структура, режими шліфування та характеристики кругів, умови попередньої обробки імпрогуючими складниками інструменту, а також характеристики застосовуваних мастильно-охолоджуваних технологічних середовищ.

Тому, для забезпечення якості оброблюваних поверхонь необхідно за функціональними зв'язками між фізико-механічними властивостями матеріалів і параметрами процесу шліфування, підібрати такі режими обробки, мастильно-охолоджувані технологічні середовища та характеристики інструменту, щоб поточні значення температури шліфування $T(x, y, \tau)$ та теплового потоку $q(y, \tau)$ напружень σ_{pmax} і сил шліфування P_Y , P_Z коефіцієнта інтенсивності $K_1(S, \alpha, \sigma_{pmax})$ не перевершували своїх граничних значень, що гарантують необхідну якість поверхневого шару [14].

Розглянемо наступну систему обмежувальних нерівностей, що дозволяють перейти до побудови управління вибором технологічних параметрів, що забезпечують необхідну якість оброблюваних поверхонь.

Утворення шліфувальних тріщин залежить від величини часових напружень, що формуються в поверхневому шарі під дією термомеханічних явищ, що супроводжують цей процес. Максимальні напруження виникають у зоні інтенсивного охолодження. Тому структура керуючої нерівності в цьому випадку буде такою:

$$\sigma_{max}(x, \tau) = 2G \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t T_k^{max} \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha\tau}}\right) \leq [\sigma]_i \quad (16)$$

Феноменологічний підхід в оцінці явищ тріщиноутворення металів при шліфуванні не враховує багатьох технологічних факторів, зокрема вплив режимів термообробки цих металів та дефектності їх структури, пов'язаної з попередніми видами механічної обробки. Тому необхідна наявність більш «чутливої» обмежувальної нерівності, до структури якої входили б функціональні зв'язки технологічних параметрів алмазно-абразивної обробки та враховувалася б технологічна спадковість [15].

В якості такого можна використовувати обмеження коефіцієнтів інтенсивності напружень, з встановленими співвідношеннями його з технологічними параметрами, основним критерієм тріщиностійкості металів – коефіцієнтом K_{1C} , тобто:

$$K_1 = \frac{1}{\pi\sqrt{l}} \int_{-l}^l \sqrt{\frac{l+t}{l-t}} \{\sigma_{xx}, \sigma_{yy}\} dt \leq K_{1C} \quad (17)$$

де $2l$ – характерний лінійний розмір структурного дефекту.

Бездефектне шліфування матеріалів, що мають низькі механічні характеристики, можливо, якщо обмежити сили різання, зокрема тангенціальну складову – P_Z і зменшити коефіцієнт тертя – абразиву з оброблюваним металом ρ .

Так, з досліджень про вплив сил різання на напружений стан поверхневого шару можна побудувати ще одну додаткову умову бездефектного шліфування:

$$P_Z \leq \frac{\pi\sqrt{Dt_{шл}}}{KP^2 \sin \pi \theta} \left[[\tau]_c - \frac{E\rho\sqrt{Rt}}{2(1-\nu^2)\sqrt{R}} \right] \quad (18)$$

де $[\tau]$ – граничне значення дотичної напруги на зсув;

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

ρ – мінімальне можливе значення коефіцієнта тертя між абразивом і оброблюваним металом, що

забезпечується застосуванням мастильно-охолоджуваних технологічних середовищ та імпрегуючих складів; K – коефіцієнт відносини P_Y/P_Z .

Якщо нам відомо значення коефіцієнтів тріщиностійкості K_{1C} , розміри «найслабшого» структурного параметра l можна визначити діапазон технологічних параметрів, що забезпечують граничне значення теплового потоку, при якому зберігається рівновага структурних дефектів:

$$q^* = \frac{P_Z V_{кр} \alpha_b}{\sqrt{D t_{шл}}} \leq \frac{\sqrt{3} \lambda K_{1C}}{H l \sqrt{\pi l} \delta^*} \quad (19)$$

Умови бездефектного шліфування можна реалізувати, використовуючи достовірну інформацію про структуру металу, 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 [15]:

$$l_0 < \frac{K_C^2}{\pi [G T_k (1 + \nu) \alpha_t]^2} \quad (20)$$

У цій формулі технологічна частина міститься у зв'язку з величиною контактної температури T_K з режимами шліфування та характеристиками інструменту.

Отримані нерівності дають ув'язування граничних характеристик температурного та силового полів з керуючими технологічними параметрами. Вони задають область поєднань технологічних параметрів (режимів, мастильно-охолоджуваних технологічних середовищ, характеристик кругів), які забезпечують необхідну якість робочих поверхонь виробів із важкооброблюваних матеріалів [8], [15].

Висновки

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.

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. На основі отриманих критеріальних співвідношень побудовані методи управління по забезпеченню технологічних можливостей для бездефектної обробки виробів із магнітотвердих матеріалів, схильних до втрати якості поверхневого шару деталей з урахуванням максимальної продуктивності обробки.

СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

- [1] H. N. Li, T. B. Yu, L. Da Zhu, and W. S. 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, doi: 10.1016/j.acme.2017.03.010.
- [2] T. Shinmura, K. Takazawa, E. Hatano, M. Matsunaga, and T. Matsuo, "Study on magnetic abrasive finishing," *CIRP Annals*, vol. 39, no. 1, pp. 325–328, 1990, doi: 10.1016/S0007-8506(07)61064-6.
- [3] Д. М. Степанов, Н. В. Гончар, Е. В. Кондратюк, and П. Р. Тришин, *Особливості фінішної обробки складнопрофільних і тонкостінних авіаційних деталей цитковими полімерно-абразивними інструментами: монографія*. Запоріжжя: НУ «Запорізька політехніка», 2022. Accessed: Oct. 07, 2024. [Online]. Available: http://eir.zp.edu.ua/bitstream/123456789/9243/1/M_Honchar.pdf
- [4] D. Cica, B. Sredanovic, S. Tesic, and D. Kramar, "Predictive modeling of turning operations under different cooling/lubricating conditions for sustainable manufacturing with machine learning techniques," *ACI*, vol. ahead-of-print, no. ahead-of-print, Aug. 2020, doi: 10.1016/j.aci.2020.02.001.
- [5] О. С. Семеновський, "Increase of manufacturability of manufacturing of difficult profile details," *The Journal of Zhytomyr State Technological University. Series: Engineering*, vol. 2, no. 2(80), pp. 142–146, Dec. 2017, doi: 10.26642/tn-2017-2(80)-142-146.

- [6] О. А. Кузін, Я. М. Кусий, and В. Г. Топільницький, “Вплив технологічної спадковості на параметри надійності виробів,” *Technology audit and production reserves*, vol. 1, no. 1(21), pp. 15–21, Jan. 2015, doi: 10.15587/2312-8372.2015.37678.
- [7] T. L. Anderson, *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, Fourth Edition*. CRC Press, 2017. [Online]. Available: <https://books.google.com.ua/books?id=c90NEAAAQBAJ>
- [8] M. Kunitsyn, A. Usov, and Y. Zaychyk, “Control of thermomechanical conditions for working surfaces of products made of heterogeneous materials at finishing operations,” in *Advanced Manufacturing Processes IV*, V. Tonkonogyi, V. Ivanov, J. Trojanowska, G. Oborskyi, and I. Pavlenko, Eds., Cham: Springer International Publishing, 2023, pp. 129–139. doi: 10.1007/978-3-031-16651-8_13.
- [9] N. A. Barnafi, F. Regazzoni, and D. Riccobelli, “Reconstructing relaxed configurations in elastic bodies: Mathematical formulations and numerical methods for cardiac modeling,” *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 423, p. 116845, Apr. 2024, doi: 10.1016/j.cma.2024.116845.
- [10] M. Marin, E. Carrera, M. I. A. Othman, and I. Abbas, “A variational approach of the boundary value problem for elastic Cosserat bodies,” *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 31, no. 1, pp. 58–63, Jan. 2024, doi: 10.1080/15376494.2023.2254765.
- [11] F. Zhu, S. Shi, F. Liu, and J. Zhu, “A novel fracture criterion for elastic-brittle cracked body under compression and shear conditions,” *Fatigue Fract Eng Mat Struct*, vol. 47, no. 6, pp. 1896–1913, Jun. 2024, doi: 10.1111/ffe.14279.
- [12] V. Popov, “Two-Dimensional Dynamic Problems of the Theory of Elasticity Reduced to Singular Integral Equations with Immobile Singularities,” *Journal of Mathematical Sciences*, vol. 270, no. 1, pp. 107–122, 2023, doi: 10.1007/s10958-023-06335-y.
- [13] G. Ya. Popov and Yu. S. Protserov, “Axisymmetric problem for an elastic cylinder of finite length with fixed lateral surface with regard for its weight,” *J Math Sci*, vol. 212, no. 1, pp. 67–82, Jan. 2016, doi: 10.1007/s10958-015-2649-1.
- [14] N. P. Lazarev, “Equilibrium problem for a thermoelastic Kirchhoff–Love plate with a delaminated flat rigid inclusion,” *Phil. Trans. R. Soc. A.*, vol. 380, no. 2236, p. 20210363, Nov. 2022, doi: 10.1098/rsta.2021.0363.
- [15] A. V. Usov, V. M. Tonkonogyi, P. V. Dašić, and O. V. Rybak, “Modelling of temperature field and stress–strain state of the workpiece with plasma coatings during surface grinding,” *Machines*, vol. 7, no. 1, p. 20, Mar. 2019, doi: 10.3390/machines7010020.

A. V. Usov¹
M. V. Kunitsyn¹
Y. I. Zaychyk¹

Management of technological methods to ensure the quality characteristics of products made of magnetically hard materials in finishing operations

¹Odesa Polytechnic National University

Information support of technological capabilities for defect-free machining of products made of magnetically hard alloys prone to cracking is proposed, which consists in establishing calculation dependencies for determining the influence of inherited defects formed from previous operations on the crack resistance of the surface layer during grinding. The technological conditions of machining are investigated, taking into account the accumulated damage and inhomogeneities of magnetically hard materials, especially those prone to cracking during grinding, which is of great economic importance for reducing defects in finishing operations and improving the operational properties of machine parts. A mathematical model has been developed that describes thermomechanical processes in the surface layer during grinding of magnetically hard alloy parts, taking into account their heterogeneities that affect the formation of grinding cracks. At the same time, for the first time, the calculated dependencies between the criterion of crack resistance and the main controlling technological parameters were obtained. Based on the known characteristics of hereditary defects, the limit values of the heat flux that ensure the required quality of the ground surfaces were determined. The obtained theoretical and experimental functional relationships of the thermomechanical state of the machined surfaces of magnetically hard alloy products with technological parameters were used to build a control for selecting technological conditions that ensure the required quality of the surface layer of parts during their grinding, taking into account the maximum processing performance.

Keywords: finishing operations, inherited defects, crack formation, modeling of thermomechanical phenomena, machined surface quality, magnetically hard alloys, defect-free machining, technological control criteria.

Усов Анатолій Васильович – д. т. н., професор, завідувач кафедри вищої математики та моделювання систем Національного університету «Одеська політехніка», e-mail: usov_a_v@op.edu.ua, ORCID: 0000-0002-3965-7611.
Куніцин Максим Володимирович – к. т. н., доцент кафедри інтегрованих технологій управління Національного університету «Одеська політехніка», e-mail: m.v.kunitsyn@op.edu.ua, ORCID: 0000-0003-1764-8922.

Зайчик Юрій Ігоревич – доктор філософії, асистент кафедри автомобільного транспорту та логістики Національного університету «Одеська політехніка», e-mail: zaichuk.y.i@op.edu.ua, ORCID: 0000-0002-8577-1095.