

Подробная модель силы резания и ее применение при срезании волнистости обработанной поверхности / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Новый подход к определению передаточной функции для динамических процессов резания / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – P. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. –№21/2. – P. 129-136.

Поступила в редколлегию 12.01.2011

Bibliography (transliterated): 1. Drozdov N.A. K voprosu o vibracii stanka pri tokarnoj obrabotke / N.A. Drozdov // «Stanki i instrument». – 1937. – №22 – S. 25-27. 2. Kashirin A.I. Issledovanie vibracij pri rezanii metallov / A.I. Kashirin. – M.: Izdatel'stvo AN SSSR, 1944. – 132 s. 3. Murashkin L.S. Prikladnaja nelinejnaja mehanika stankov / L.S. Murashkin, S.L. Murashkin. – L.: Mashinostroenie, 1977. – 192 s. 4. Jel'jasberg M.E. Avtokolebanija Metallorezhuwih stankov / M.E. Jel'jasberg. – S.-Pb.: OKBS, 1993. – 180 s. 5. Zharkov I.G. Vibracii pri obrabotke lezviynym instrumentom / I.G. Zharkov. – L.: Mashinostroenie. Leningr. Otd-nie, 1986. – 184 s. 6. Tlusty J. Besipiele der behandlung der selbsterregten Schwingung der Werkzeugmaschine / J. Tlusty, M. Polacek. – Munchen: FoKoMa, Hanser Verlag, 1957. 7. Tobias S.A. Theory of Regenerative Ma-chine Tool Chatter / S.A. Tobias, W. Fiswick. – London: Engineering, 1958. – 258 p. 8. Merritt H.E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter / H.E. Merritt // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1965. – №87. – P. 447-454. 9. Kudinov, V.A. Dinamika stankov / V.A. Kudinov. – M.: Mashinostroenie, 1967. – 360 s. 10. Sankin Ju.N. Dinamika nesuwih sistem metallorezhuwih stankov / Ju.N. Sankin – M. Mashinostroenie, 1986. – 96 s. 11. Altintas Y. Chatter Stability in Metal Cutting and Grinding / Y. Altintas, M. Weck // Annals of the CIRP. – 2004. – №53/2. – P. 619-642. 12. Popovich, M.G. Teorija avtomatichnogo keruvannja / M.G. Popovich, O.V. Koval'chuk. – K.: Libid', 1997. – 544 s. 13. Hanna N. A. A Theory of Nonlinear Regenerative Chatter / N. A. Hanna S. A. Tobias // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1974 – №35. – P. 247-255. 14. Tashlickij N.I. Per-vichnyj istochnik jenerгии vobuzhdenija avtokolebanij pri rezanii metallov / N.I. Tashlickij // Vestnik mashinostroenija. – 1960. – №2. – С. 45-50. 15. Besprozvannyj I.M. fizicheskie osnovy rezanija / I.M. Besprozvannyj – M.: Mashgiz, 1948. – 391 c. 16. Talantov N.V. Fizicheskie osnovy processa rezanija. Uchebnoe posobie / N.V. Talantov. – Volgograd: Izd. VolgPI, 1988, – 129 s. 17. Zorev N.N. Voprosy mehaniki processa rezanija metallov / N.N. Zorev. – M.: Mashgiz, 1956. – 367 s. 18. Zaloga V.A. Issledovanie metodom konechnyh jelementov dinamiki izmenenija sil reza-nija pri vrezanii / V.A. Zaloga, D.V. Krivoruchko, M.G. Storchak, S.S. Emel'janenko, Selivonenko S.N. // Visnik SumDU. Serija Tehnichni nauki. – 2008. – №3. – С.13-24. 19. Altintas Y. Identification of Dynamic Cutting Force Coefficients and Chatter Stability with Process Damping / Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka// CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 2008. – №57. – P. 371-374. 20. Cardi Adam On the development of a dynamic cutting force model with application to regenerative chatter in turning Dissertation or the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering / Adam Cardi. – Georgia Institute of Technology. – May, 2009. – 202 p. 21. Vu. Bazovye uravnenija oscillja-cii ugla sdviga pri dinamicheskom prjamougol'nom rezanii/ Vu // Konstruirovanie i tehnologija mashinostroenija. – 1986. – №4. – С. 124. 22. Vu. Podrobnaja model' sily rezanija i ee primenenie pri srezanii volnistosti obrabotannoju poverhnosti / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Novyj podhod k opredeleniju peredatochnoj funkcii dlja dinamicheskikh processov rezanija / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – R. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. –№21/2. – P. 129-136.

УДК 621.822

В.І. Марчук д-р техн. наук, А.А. Ткачук, І.В. Марчук, Луцьк, Україна

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ НА ОПЕРАЦІЯХ ПОВЕРХНЕВОГО ВИГЛАДЖУВАННЯ

Запропоновано теоретичну модель та розрахункову схему процесу обробки ППД поверхонь обертання з позовжньою хвилястістю та макро відхиленнями одноінденторним інструментом пружної дії. Розглянуто її частотні характеристики для різних варіантів спрощення, що задовольняють умови практики.

На основі аналізу результатів фізичного моделювання запропоновано визначення технологічної сталості процесу обробки ППД поверхонь обертання зі збуреннями у вигляді хвилястості та макро відхилень інструментом пружної дії.

Предложена теоретическая модель и расчетная схема процесса обработки ППД поверхностей вращения с продольной волнистостью и макро отклонениями одноинденторным инструментом упругой действия. Рассмотрены ее частотные характеристики для различных вариантов упрощения, которые удовлетворяют условиям практики.

На основе анализа результатов физического моделирования предложено определение технологической устойчивости процесса обработки ППД поверхностей вращения с возмущениями в виде волнистости и макроотклонений устройствами упругой действия.

V.I. MARCHUK, A.A. TKACHUK, I.V. MARCHUK
TECHNOLOGICAL QUALITY ASSURANCE SURFACES OF REVOLUTION ON THE
OPERATIONS OF THE SURFACE SMOOTHING

A theoretical model and numerical scheme processing PPD surfaces of revolution with a longitudinal wave abnormalities and macro tool elastic action. Considered its frequency characteristics for various variants of simplification, which satisfy the conditions of practice.

Based on analysis of the definitions of physical modeling technology of stability processing PPD surfaces of revolution with perturbations in the form waviness of elastic devices.

Параметри якості при обробці вигладжувальним інструментом пружної дії в значній мірі залежать від тиску в точці контакту «поверхня – індентор», який визначається параметрами заготовки та індентора (радіус кривизни, початкова шорсткість заготовки) і сили Q прикладеної до індентора. В нашому випадку прикладену до індентора силу Q забезпечує гідростатичний тиск робочої рідини Y_0 , що має ступінь стиску c .

Запропоновано модель процесу в вигляді розрахункової схеми (рис. 1), яка включає в себе: інструмент для вигладжування, що складається з корпусу 1, рухомого поршня 2 з індентором 3 що притискається до заготовки 4 тиском створеним рідиною 5 з ступенем стиску c та силою $Q_0 = cY_0$. Номінальний переріз заготовки має форму кола б радіусом ρ_0 . Фактичний переріз заготовки представлено у вигляді хвилястої кривої, яка має максимальну висоту W_{max} , кутовий крок хвилі φ_s , а номінальний профіль січення б являється середньою лінією m_w хвилястості, яка характеризує фактичний поточний радіус заготовки $\rho(\varphi)$, 7 хвилястість заготовки.

В розрахунковій схемі передбачено дію наступних сил:

- $Q_0 = cY_0$ – номінальне (задане) значення сили вигладжування;
 - Q – результуюча сила дії індентора на поверхню в точці контакту;
 - $m\ddot{y}$ – сила інерції рухомих частин інструменту;
 - P_y – сила реакції заготовки на індентор;
 - \bar{P}_z – сила опору вигладжуванню;
 - \bar{P} – результуюча сила вигладжування;
 - \overline{mg} – маса рухомих частин інструменту;
 - \bar{N}_1, \bar{N}_2 – сила реакції на опорах поршня;
 - \bar{F}_1, \bar{F}_2 – сила тертя ковзання, що виникає при русі поршня;
 - $n\dot{Y}$ – сила в'язкого опору, пропорційна швидкості руху поршня.
- Величина реакції N_1 та N_2 визначається з умови рівноваги поршня 2:

$$\begin{cases} N_1 = \frac{(L+h)P \sin \gamma}{L} \\ N_2 = \frac{hP \sin \gamma}{L} \end{cases} \quad (1)$$

Якщо перемножити коефіцієнти N_1 та N_2 на коефіцієнт тертя f , отримаємо: $F_1 = fN_1$ і $F_2 = fN_2$. Критичний кут тиску $\gamma_{кр}$ визначається з умови заклинювання повзуна:

$$\operatorname{tg} \gamma_{кр} = \frac{1}{f(1 + \frac{2h}{l})} \quad (2)$$

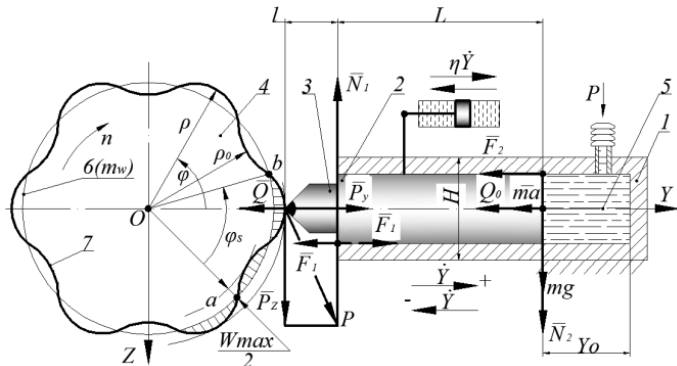


Рисунок 1 – Математична модель процесу вигладжування зовнішніх циліндричних поверхонь, що мають хвилястість, яка описується рядом Фур'є

Аналіз розрахункової схеми дозволяє стверджувати, що модель процесу ППД зовнішніх циліндричних поверхонь представляє собою нелінійну коли-

вальну систему з одним ступенем вільності, яка виконує вимушені коливання при наявності сил в'язкого опору та тертя.

Джерелом збурень є залежність радіусу оброблюваної поверхні від кута φ , тобто функція $\rho(\varphi)$, джерелом якої є відхилення радіусу нормального січення оброблюваної поверхні від номіналу, які отримані під час попередньої обробки, що можна представити за допомогою ряду Фур'є.

Теорія коливань систем з одним ступенем вільності вивчена на достатньо високому рівні та розглядає різні випадки, до яких можна віднести вільні та вимушені коливання, коливання при в'язкому опорі при наявності сил тертя. Без врахування можливості зміни маси отримаємо наступний вид рівняння руху системи з одним ступенем вільності:

$$m\ddot{y} + F(y, \dot{y}, t) = 0 \quad (3)$$

Тут $F(y, \dot{y}, t)$ – це наявність у рівнянні сил залежних від переміщення (сили пружності) $F(y)$, від швидкості (сили в'язкого опору) $F(\dot{y})$, та збурюючі сили $F(t)$, що залежать від часу.

Потрібно зважати, що для нелінійних систем принцип накладання використовувати не можна, тобто збільшувати в 2 рази силу збурення, тому що відповідні переміщення нелінійної системи обов'язково будуть подвоюватись. В загальному випадку нелінійні коливання не є гармонічними і їх частоти змінюються в залежності від амплітуди. Але з метою спрощення вирішення технологічних завдань цим зазвичай нехтують тим самим знижуючи рівень точності.

Безумовно при цьому необхідно враховувати специфічні особливості обробки вигладжуванням реальних поверхонь. Під час вигладжувального оброблення поверхонь, що мають хвилястість, на інструмент як коливальну систему будуть діяти вимушені коливання, тобто коливання які викликає сила збурення $P = P(t)$.

З врахуванням співвідношення $\omega_0^2 = \frac{c}{m}$, рівняння вимушених коливань поршня без врахування сил тертя та в'язкого опору матиме вигляд:

$$\ddot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{P(t)}{m} \quad (4)$$

Формулу (4) прийемо за основу. До неї приводяться диференціальні рівняння коливань будь-якої механічної системи з одним ступенем вільності, при відсутності дисипативних сил. Якщо врахувати приведену силу збурення $P(t) = cf(t)$, то отримаємо наступний вигляд даного рівняння:

$$\ddot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{cf(t)}{m} \quad (5)$$

Описане рівняння динаміки процесу вигладжування інструментом пружної дії більш зручне, адже при обробці поверхні вихідні відхилення від

круглості утворюють саме кінематичні збурення $f(t)$ наприклад хвилястість W_{max} з кроком $\varphi_0\rho_0$ (рис. 1).

При врахуванні в'язкого опору рівняння (5) вимушених коливань матиме вигляд:

$$\ddot{Y} + 2\dot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{cf(t)}{m} \quad (6)$$

Оскільки реальний профіль оброблюваної поверхні 8 (рис. 1) є неперервною диференційною функцією, то його можна представити у вигляді суми синусоїд шляхом розкладу в ряд Фур'є. Тоді для кожної гармоніки величина $f(t)$ буде гармонічним збуджуючим коливанням, а $P(t) = cf(t)$ – гармонічною збуджуючою силою. Для даного випадку вона виражається:

$$P(t) = P_0 \sin(\omega t) = \frac{cf_0}{m} \cdot \sin(\omega t) \quad (7)$$

а встановлені коливальні рухи поршня будуть розв'язком рівняння (6):

$$Y = a \sin(\omega t - \gamma) \quad (8)$$

$$a = \frac{Y_{cm}}{\sqrt{(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2})^2 + \frac{4\omega^2 n^2}{\omega_0^4}}} \quad (9)$$

де, a та γ :

$$\operatorname{tg}\gamma = \frac{2cn}{\omega_0^2 - \omega^2} \quad (10)$$

де,

$$Y_{cm} = \frac{P_0}{c} = \frac{P_0}{m\omega_0^2} \quad (11)$$

Рівняння (10) представляє собою амплітудно-частотну характеристику коливань вигладжувального інструменту.

Важливо пам'ятати те, що умови технологічної сталості для будь-яких методів обробки, в тому числі поверхневим пластичним деформуванням (надалі ППД) одноінденторними інструментом пружної дії як тіл обертання так і для плоских поверхонь ідентичні, але критерії її забезпечення різні й залежать від схеми обробки та конструктивно-технологічних факторів. Визначимо критерії забезпечення технологічної сталості процесу ППД зовнішніх поверхонь обертання, що мають поздовжню хвилястість або макровідхилення.

Однією із особливостей динамічної системи «деталь-інструмент» процесу ППД, в тому числі алмазного вигладжування інструментом пружної дії, являється відсутність жорсткого кінематичного зв'язку між оброблюваною поверхнею деталі та індентором.

Введемо наступні позначення:

Y, \dot{Y}, \ddot{Y} – відповідно переміщення, швидкість та прискорення точки контакту індентора з поверхнею при жорсткому кінематичному зв'язку останніх;

$Y_1, \dot{Y}_1, \ddot{Y}_1$ – те ж саме при відсутності жорсткого кінематичного зв'язку індентора з поверхнею обробки, тобто це параметри руху індентора для досліджуваної системи обробки.

Можливі тільки два випадки при обробці поверхонь, які мають відхилення від круглості, інструментом ППД пружної дії по досліджуваній схемі:

- 1) обробка без відриву від поверхні оброблення;
- 2) обробка з відривом від оброблюваної поверхні.

Для першого випадку справедливі відношення параметрів руху:

$$Y_1 = Y; \dot{Y}_1 = \dot{Y}; \ddot{Y}_1 = \ddot{Y} \quad (12)$$

в другому ж випадку ці відношення порушуються й набувають вигляду:

$$Y_1 > Y; \quad (13)$$

$$\dot{Y}_1 = \operatorname{var}; \ddot{Y}_1 = \operatorname{var} \quad (14)$$

Умова (12) означає те, що індентор відносно поверхні оброблення рухається з відскоком або підскоком, але не «пробиває» її ($Y_1 < Y$). В даному випадку величиною пластичної деформації поверхні в процесі обробки нехтуємо.

Умови (13) означають, те що швидкість та прискорення індентора в даному випадку можуть набувати різних значень, які можуть відрізнитися від \dot{Y}_1 і \ddot{Y}_1 як по абсолютній величині так і по знаку. Їх конкретні значення залежать від ряду факторів, до числа яких входять тиск робочої рідини на поршень $Q = cY_0$, час «вільного руху» (від контакту до контакту) індентора t_i який визначається кроком хвильової похибки заготовки в перерізі обробки Smw та швидкістю обробки V , від прискорення \ddot{Y} в момент відриву, а також від сил тертя та в'язкого демпфування. Як показує аналіз робіт [1, 2, 3, 4], знаходження точного вирішення для опису закону руху індентора з врахуванням усіх перерахованих факторів являється складним та трудомістким завданням.

Припустимо, що попередньо оброблена поверхня перед фінішною обробкою ППД має поздовжню хвилястість, крок якої кратний довжині круглості номінальної обробки, розгортку такої поверхні можна представити в вигляді схеми (рис. 2).

Такий профіль поверхні відповідає рівнянню:

$$Y = \frac{W_{max}}{2} \sin\left(2\pi \frac{V}{Smw} \cdot t + \gamma_0\right) \quad (15)$$

Тут $\frac{W_{max}}{2} = a$ – амплітуда синусоїдальної апроксимації хвилястості; V – швидкість обробки; Smw – крок хвилястості після попередньої обробки; γ_0 – кут зсуву фаз.

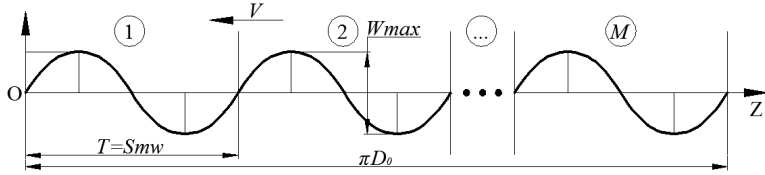


Рисунок 2 – Розгортка перерізу циліндричної поверхні D_0 з поздовжньою хвилястістю; D_0 – номінальний діаметр; $Wmax$, Smw – відповідно максимальна висота та крок хвилі по середній лінії; V – швидкість обробки ППД

Для спрощення попередніх розрахунків будемо вважати, що $\gamma_0=0$.

Рівняння (14) отримане із загального рівняння синусоїди:

$$Y = a \sin(\omega t + \varphi_0) \quad (15)$$

де, a – амплітуда; ω – частота; φ_0 – початковий фазовий кут; t – час.

Відомо що,

$$\omega = 2\pi f = 2\pi \cdot \frac{1}{T} \quad (16)$$

де, $f = \frac{1}{T}$ – частота в Герцах ($1/c$); T – період коливань, який для досліджуваного випадку дорівнює Smw .

Оскільки в моделі абсцисою являється просторова координата Z , то її зв'язок з часом очевидний і виражається наступним співвідношенням:

$$Z = V \cdot t \quad (17)$$

Якщо виражати величини V і Smw відповідно в $m/xв$ та mm , то значення частоти складатиме:

$$\omega \cong 3,33\pi \frac{V}{Smw} \quad (18)$$

Використання швидкості обробки V дає більш загальне уявлення про процес обробки, перехід до деталей забезпечує відоме співвідношення:

$$V = \frac{\pi D_0 n}{1000} \quad (19)$$

Тут, як відомо D_0 і n мають розмірність відповідно в mm та $xв^{-1}$.

Детальний розгляд діаграм переміщення, швидкостей, прискорень, а також проміжних положень інструменту для ППД відносно оброблюваної поверхні (рис. 3) показує, що в різних типових точках оброблюваної поверхні (0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, ...) на поверхню «Л» з боку індентора діє сумарна сила обробки Q_Σ , яка визначається як:

$$Q_\Sigma = c(Y_0 + Y) + m\ddot{Y} \quad (20)$$

де, Y_0 – величина попереднього натягу; Y – поточна координата оброблюваної поверхні; $m\ddot{Y}$ – сила інерції.

Якщо припустити, що $Y \ll Y_0$, тоді можна записати:

$$Q_\Sigma = cY_0 + m\ddot{Y} = Q_0 + m\ddot{Y} \quad (21)$$

При наявності контакту між оброблюваною поверхнею та індентором виконується умова:

$$P_y = Q_\Sigma \quad (22)$$

де, P_y – реакція оброблюваної поверхні на індентор.

Умовою безвідривної обробки являється $P_y \geq 0$ або $Q_\Sigma \geq 0$, звідки з врахуванням припущення (21) отримаємо характеристику самого несприятливого випадку $\sin(\omega t + \gamma_0) = 1$:

$$Q_0 - m\ddot{Y} \geq 0 \quad (23)$$

Якщо, $Q_0 = cY_0 \geq m\ddot{Y}$, то для самого несприятливого випадку

отримаємо: $\frac{c}{m} Y_0 \geq a\omega^2$ або $\frac{c}{m} Y_0 \geq \frac{W_{max}}{2} \left(\frac{2\pi V}{Smw} \right)^2$.

Після нескладних перетворень отримаємо кінцеву умову безвідривного процесу обробки, що обмежує її максимальну швидкість:

$$V_{max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{max}}} \quad (24)$$

Дана умова пов'язує ряд найважливіших факторів, а саме:

- 1) якість попередньої обробки поверхні ($Wmax$, Smw);
- 2) конструктивні фактори інструменту для ППД (маса поршня m та тиск робочої рідини P , густина робочої рідини c);
- 3) режими обробки (номінальна сила обробки $Q_0 = cY_0$ та швидкість V).

Самими несприятливими точками в плані відриву індентора виявились точки (1) та (5) (рис. 3). В загальному випадку такими являються точки поперечного перерізу оброблюваної поверхні, які задовольняють умову: $(Smw/4 \pm kSmw)$, де, $k=1, \dots, \infty$. Або іншими словами, ними являються вершини хвиль, що утворилися в процесі попередньої обробки.

Для підвищення швидкості обробки, і як наслідок підвищення продуктивності, спираючись на умову (24) можна рекомендувати наступне:

- 1) понижувати максимальну висоту хвилястості $Wmax$ попередньо обробленої поверхні та збільшувати її крок по середній лінії Smw ;
- 2) знижувати масу рухомих частин інструменту для ППД m та збільшувати тиск робочої рідини P ;

3) намагатися проводити обробку при максимально допустимій силі $cY_0 \rightarrow \max$.

Умова (24) забезпечує безвідривну обробку, проте реальна сила вигладжування при цьому коливається в досить широких межах: від 0 до $Q_\Sigma = \max$. Це безумовно буде негативно впливати на формування в процесі обробки геометричних та фізико-механічних параметрів якості поверхні.

В таких випадках потрібно задавати зусилля обробки в деякому інтервалі $Q_\Sigma \in (Q_{\Sigma \min}, Q_{\Sigma \max})$. При цьому інтервал може бути як симетричним відносно Q_0 , так і не симетричним.

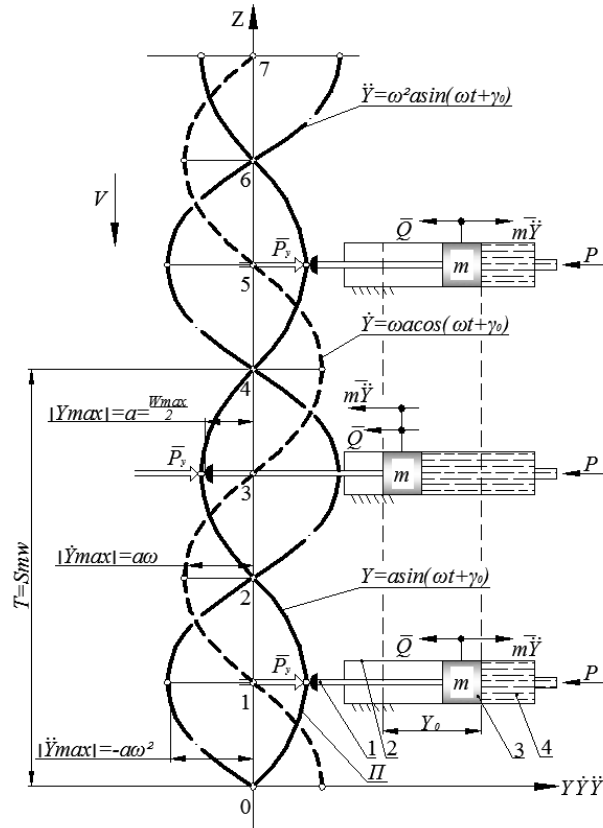


Рисунок 3 – Діаграми переміщень, швидкостей, прискорень та проміжних станів інструменту для ППД при обробці хвилястої поверхні (модель): П – лінія перерізу поверхні; 1 – індентор; 2 – корпус; 3 – поршень; 4 – робоча рідина

Для симетричного інтервалу отримаємо $Q_\Sigma \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$, де $1 \geq \delta \geq 0$ (рис. 4а). В такому випадку основа співвідношення набуде вигляду:

$$Q_0 - m\ddot{Y} \geq (1 - \delta)Q_0 \quad (25)$$

Звідси, після перетворень, аналогічних проведеним вище, отримаємо:

$$V_{\max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\delta \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (26)$$

Слід відмітити, що швидкість V , яка задовольнятиме (26) забезпечуватиме одночасно верхню та нижню межі інтервалу $Q_\Sigma \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$.

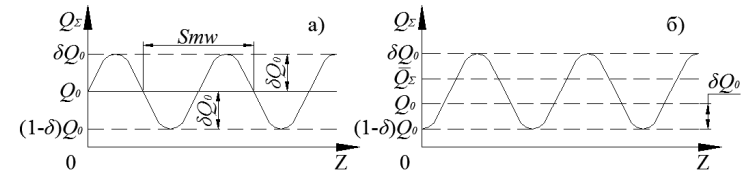


Рисунок 4 – Варіанти регламентації сили впливу індентора на оброблювану поверхню при обробленні методами ППД: а – симетричний; б – несиметричний

У випадку несиметричної регламентації сили впливу індентора на оброблювану поверхню (рис 4б) обмеження швидкості обробки набудуть вигляду:

а) для нижньої межі (δQ_0) обмеження співпадає з (24)

б) для верхньої межі (βQ_0) обмеження виглядатиме:

$$Q_0 + m\ddot{Y} \leq \beta Q_0 \quad (27)$$

Тут $\beta > 1$ – коефіцієнт граничного перебільшення сили обробки, який вибирається з умов обмеження можливої хвилястості, перенаклепу поверхневого шару та інших негативних явищ.

Розв'язуючи рівняння (27) та після ряду перетворень отримаємо:

$$V_{\max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{(\beta + 1) \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}}, (\beta \geq 0) \quad (28)$$

Таким чином для випадків несиметричної регламентації сили ППД Q_0 швидкість обробки V потрібно обирати такою щоб вона задовольняла наступні критерії (26) та (28). Варто звернути увагу, що під час практичного застосування теоретичних критеріїв (24), (26) і (28) потрібно строго дотримуватись системи СІ. Якщо дотримуватись системи СІ, то швидкість V при розрахунках за залежностями (24), (26) і (28) визначається в (м/с). Щоб отримати результат в (м/хв) прийнятий в технології машинобудування, вказані залежності відповідно набудуть вигляду:

а) для забезпечення обробки без відриву індентора від поверхні:

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (29)$$

б) для забезпечення обробки із симетричним інтервалом зміни силового фактора $Q_{\Sigma} \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$:

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\delta \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (30)$$

в) для забезпечення обробки з несиметричним регламентуванням силового фактора ($\delta Q_0 \leq Q_{\Sigma} \leq \beta Q_0$):

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{(\beta+1) \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (31)$$

Значення швидкості V_1 в даному виразі визначатиметься залежністю (30), а фактичне значення швидкості обробки обирається з умови (31) $V_{\text{факт}} \leq \min(V_1, V_2)$.

Якщо виникає необхідність знаходження зв'язків вказаних критеріїв з номінальним діаметром обробки D_0 і числом обертів n , то для цього можливе використання рівняння (19).

Визначення критичної швидкості обробки, яка забезпечує безвідривний процес руху індентора відносно оброблюваної поверхні при ППД зручно інтерпретувати за допомогою теоретично отриманих на основі (30) діаграм (рис. 5).

Критичне значення швидкості обробки V на них представляє собою точку, яка лежить на відповідній кривій. Допустимі значення лежать нижче кривої, а значення що приводять до відриву індентора від поверхні вище цієї кривої. Відповідні критичні області побудовано для наступних випадків:

1) для змінних значень сили обробки $Q (Q = cY_0)$ при фіксованих значеннях маси рухомих частин інструменту для ППД m та відношення квадрату кроку хвилі по середній лінії відносно її максимальної висоти Smw^2 / W_{\max} (рис. 5а);

2) для змінних значень маси нерухомих частин індентора m та фіксованих значеннях сили Q і відношення Smw^2 / W_{\max} (рис. 5б);

3) для змінних значень максимальної висоти хвилі при фіксованих значеннях сили $Q (Q = 100H)$, маси рухомих частин індентора $m (m = 1,16) \text{ кг}$ та кроку хвилястості по середній лінії Smw (рис. 5в);

4) для змінних значень кроку хвилі по середній лінії Smw при змінних значеннях висоти хвилі W_{\max} та фіксованих величинах сили Q і маси m , як і в попередньому випадку (рис. 5г).

Отримані теоретичним шляхом діаграми можуть бути використані як довідкові дані та дозволяють оперативно визначати максимально допустиму швидкість обробки ППД інструментом пружної дії, яка забезпечує технологічну сталість процесу.

При необхідності забезпечення обробки з симетричним інтервалом зміни силового фактора $Q_0 \pm \delta Q_0$ (критерій (30)) або для забезпечення обробки з несиметричною регламентацією силового фактора $\delta Q_0 \leq Q_{\Sigma} \leq \beta Q_0$ (критерій (31)) значення максимальної швидкості обробки, отримане за допомогою діаграми (5) слід множити на коефіцієнти $\sqrt{\delta}$ та $\sqrt{\beta+1}$ відповідно.

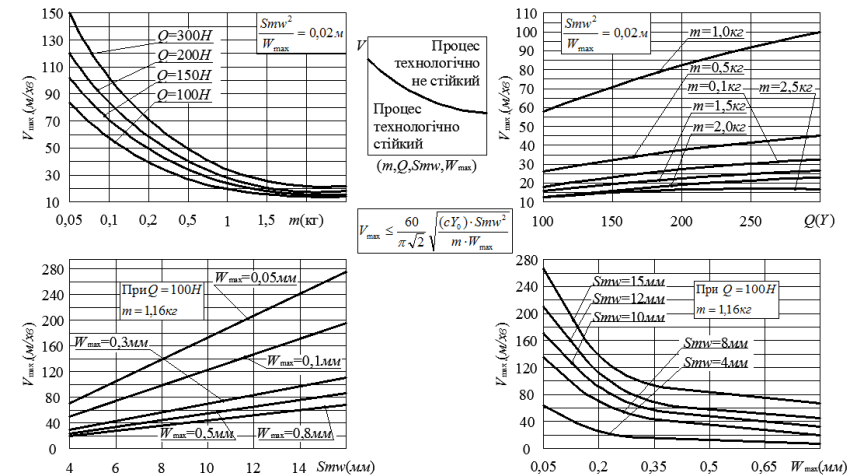


Рисунок 5 – Теоретичні діаграми для визначення допустимої швидкості при ППД поверхонь обертання, які мають макровідхилення у вигляді хвиль W_{\max} , Smw

Розглянуті теоретичні положення справедливі для випадків обробки поверхонь обертання ППД, які мають постійну максимальну висоту хвилі $W_{\max} = const$ і крок хвилі Smw кратний довжині круглості обробки $\pi D_0 = NSmw$, де D_0 – номінальний діаметр обробки, а N – ціле число хвиль, які знаходяться на круглості.

На практиці така умова може бути виконана досить рідко. Насправді профіль попередньо обробленої поверхні містить хвилі різної висоти та кроку, але головною особливістю є його безперервність та можливість його диференціювання. Для застосування запропонованих критеріїв до обробки реальних поверхонь, враховуючи умови їх диференціювання, потрібно приймати розклад реального профілю в ряд Фур'є, виділяючи при цьому основні синусоїдальні складові та використовуючи принцип суперпозиції. В цьому випадку вхідною величиною буде періодичний сигнал, який представлятиме

собою суму синусоїдальних складових, отриманих при розкладі реального вихідного профілю в ряд Фур'є, що матиме вигляд:

$$Y_{BX}(z) = \frac{W_{\max_0}}{4} + \sum_{k=1}^n \frac{W_{\max_k}}{2} \sin\left(\frac{2\pi}{Smw_k} z + \gamma_k\right) \quad (32)$$

де, W_{\max_0} – максимальна висота хвилі для основної гармоніки; W_{\max_k} – максимальна висота хвилі для k -ї гармоніки; Smw_k – крок хвилі по середній лінії для k -ї гармоніки; γ_k – фаза k -ї гармоніки.

Технологічна сталість процесу обробки поверхневого вигладжування інструментом пружної дії – це його властивість безперервно по всій оброблюваній поверхні забезпечувати необхідний вектор \bar{R} параметрів якості поверхневого шару (включаючи експлуатаційні) в регламентованих межах ($\pm\delta\bar{R}$) із заданою надійністю $P(R_i \in (\bar{R}_i \pm \delta\bar{R}_i))$.

Теоретичний аналіз моделі процесу ППД дозволив отримати критерії технологічної сталості, які пов'язують допустиму швидкість обробки V з параметрами вихідної хвилястості поверхні W_{\max} , Smw , конструктивними особливостями інструменту ППД пружної дії m , c та допустимими відносними межами варіації сили обробки δ , β . Дана графічна інтерпретація отриманих критеріїв придатна для практичного застосування в умовах виробництва.

Встановлено, що з динамічної сталості процесу обробки ППД інструментом пружної дії не завжди однозначно настає його технологічна сталість.

За допомогою фізичного моделювання встановлено, що обробка ППД в умовах технологічної несталості процесу призводить до формування поверхні з нерівномірною шорсткістю та хвилястістю, висотні параметри яких у 5...7 разів перевищують вихідні.

Список використаних джерел: 1. Пановко Я. Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. Изд. 3-е, доп. и переработ. - Л.: Машиностроение (Ленингр. отд-ние), 1976 - 320 с.; 2. Сулима А. М., Шулов В. А., Ягодкин Ю. Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. - М: Машиностроение, 1988. -240 с. 3. Тимошенко С. П., Янг Д. Х., Уивер У. Колебания в инженерном деле. / Пер. с англ. Л. Г. Корнейчука; Под ред. Э. И., Григolioка. - М. Машиностроение, 1985.-472 с.; 4. Яблонский А. А., Норејко С. С. Курс теории колебаний - М.: Высш. шк., 1966.-256 с..

Поступила в редколлегию 28.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Panovko Ja. G. Osnovy prikladnoj teorii kolebanij i udara. Izd. 3-e, dop. i pererabot. - L.: Mashinostroenie (Leningr. otd-nie), 1976 - 320 s.; 2. Sulima A. M., Shulov V. A., Jagodkin Ju. D. Poverhnostnyj sloj i jekspluatacionnye svojstva detalej mashin. - M: Mashinostroenie, 1988. -240 s.; 3. Timoshenko S. P., Jang D. H., Uiver U. Kolebanija v inzhenernom dele. / Per. s angl. L. G. Kornejchuka; Pod red. Je. I., Grigoljuka. - M. Mashinostroenie, 1985.-472 s.; 4. Jablonskij A. A., Norejko S. S. Kurs teorii kolebanij - M.: Vyssh. shk., 1966.-256 s.

Е. В. Мироненко, д-р техн. наук,
В. В. Калиниченко, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА, ПОДВЕРГНУТОГО УПРОЧНЯЮЩЕМУ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ

В статье представлены основные положения теоретической модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого упрочняющему энергетическому воздействию. Положения модели подтверждаются результатами экспериментальных исследований влияния упрочняющей обработки импульсным магнитным полем на интенсивность изнашивания резцов с режущими пластинами из твердого сплава ТН20.

В статті представлені основні положення теоретичної моделі процесу зношування різального інструменту, підданого зміцнюючому енергетичному впливу. Положення моделі підтверджуються результатами експериментальних досліджень впливу зміцнюючої обробки імпульсним магнітним полем на інтенсивність зношування різців з різальними пластинами з твердого сплаву ТН20.

*E. V. MIRONENKO, V. V. KALINICHENKO
HIGHLIGHTS OF THE THEORETICAL MODELS OF CUTTING TOOL WEAR SUBJECTED STRENGTHENING ENERGY IMPACT*

Substantive provisions of theoretical model of the cutting tool wear process subjected to strengthening power influence are presented in the article. Positions model prove the results of experimental researches of influence of strengthening processing by a pulse magnetic field on the intensity of wear process of cutters with cutting plates of hard alloy TN20.

Постановка проблемы

Одним из основных направлений повышения работоспособности режущего инструмента является применение технологий упрочнения и нанесения износостойких покрытий, предусматривающих направленное изменение физико-механических свойств поверхности и поверхностного слоя инструмента, испытывающих наиболее интенсивное термомеханическое воздействие при резании. Комплексное исследование процесса резания упрочненным инструментом предопределяет актуальность разработки теоретических моделей основных физических процессов при резании, в первую очередь процесса изнашивания инструмента.

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Наиболее перспективным является применение методов упрочнения и нанесения износостойких покрытий для повышения работоспособности режущего инструмента, работающего в условиях чистовой и получистовой обработки, при которых доминирующим видом отказа инструмента является износ. Характеристики работоспособности инструмента в этом случае опре-