

П.П. Мельничук, д.т.н., проф.
В.Ю. Лосєв, к.т.н., проф.

Житомирський державний технологічний університет

НОВИЙ СПОСІБ ФІНІШНОЇ ОБРОБКИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ ТОРЦЕВИМ ЛЕЗОВИМ ІНСТРУМЕНТОМ

На основі аналізу причин утворення шорсткості оброблених лезовим інструментом плоских поверхонь деталей розроблено новий спосіб фінішної обробки торцевим інструментом з дискретним рухом подачі при відсутності процесу різання. Спроектовано спеціальний торцевий лезовий інструмент з секторним розташуванням формоутворюючих елементів з їх однаковим осьовим вильотом і різною відстанню від осі обертання (осі шпинделя) в корпусі інструмента.

Враховуючи можливості сучасних швидкодіючих систем з ЧПУ і приводів, розроблено цикл обробки за новим способом з синхронізацією дискретних рухів стола з обертанням шпинделя верстака.

Вступ. Основним джерелом виникнення шорсткості поверхні в результаті видалення припуску лезовим інструментом, крім кінематично-геометричної (детермінованої) складової, є вібраційно-жорсткісні параметри технологічної системи.

Особливого значення ця складова набуває при фінішних режимах обробки, а саме при невеликих подачах і глибинах різання, а також із радіусом округлення при вершині інструмента, що значно перевищує глибину різання [1, 2, 3].

Наявність зазорів і відносно низька жорсткість рухомих з'єднань напрямних обумовлюють утворення вібраційної складової шорсткості оброблюваних лезовим інструментом поверхонь.

За різними даними при чистовій обробці вона складає від 30 до 70 % загальної величини шорсткості поверхонь.

Основна частина. Процес ковзання по напрямних супроводжується зовнішнім тертям, і на ділянках фактичного дотику відбувається деформування дуже тонких поверхневих шарів спряження тіл, а також реологічні процеси, тобто утворення, розтягування і розірвання адгезійних зв'язків між плівками, що покривають робочі поверхні тіл тертя. Цей процес призводить до утворення дотичної до поверхні ковзання механічної складової $P_{\text{мех}}$, а

також дотичної молекулярної $P_{\text{мол. } \tau}$ і нормальної молекулярної $P_{\text{мол. } n}$ до цієї поверхні складових сил тертя P :

$$\bar{P} = \bar{P}_{\text{мех}} + \bar{P}_{\text{мол. } \tau} + \bar{P}_{\text{мол. } n}.$$

В разі відсутності змащувального матеріалу між поверхнями тертя сила P визначається сумою складових $P_{\text{мех}}$ і $P_{\text{мол. } \tau}$. В разі контактування полімерної і металевої напрямних вони мають значення одного порядку, а в спряженні металевих напрямних значення $P_{\text{мех}}$ може бути набагато менше значення $P_{\text{мол. } \tau}$.

При наявності змащувального матеріалу і, можливо, при малих швидкостях руху необхідно враховувати також складову $P_{\text{мол. } n}$, яка виникає через опір змащувальній плівки мікропереміщенням стола (супорта) [5] і діє перпендикулярно до поверхні ковзання.

В разі контактування твердих тіл (рис. 1, *a*) [6] навантаження сприймають як горизонтальні площадки D виступів спряжених поверхонь, так і нахилені грані (A і B). При значних навантаженнях його частково сприймають ділянки C .

При наявності змащувального матеріалу на ділянках A , B і D поверхні тертя розділені тонкою граничною змащувальною плівкою, а на ділянці C вони розділені значно більшим шаром мастила.

Рух (ковзання) вузла верстата по напрямних викликає так званий клиновий ефект через те, що ділянки контакту A складають незначну частину від загальної площі і утворюють мікропідйом рухомого органу по нахилених гранях (кут при основі граней складає близько $1 \dots 5^\circ$).

В процесі мікропідйому стола (повзуна) сила P збільшується, тому що навантаження на нахилені грані й деформація їх поверхневих шарів збільшується, а тонкі поверхневі плівки на цих гранях зношуються, викликаючи так зване «плівкове голодування». Це явище призводить до зростання складової сили $P_{\text{мол. } \tau}$.

Після закінчення мікропідйому в результаті переміщення робочого органу на відстань l ділянки A , B і C перестають сприймати навантаження і фактичний контакт відбувається виключно на ділянці D . Це явище викликає зменшення сили P через припинення дії складової $P_{\text{мол. } n}$.

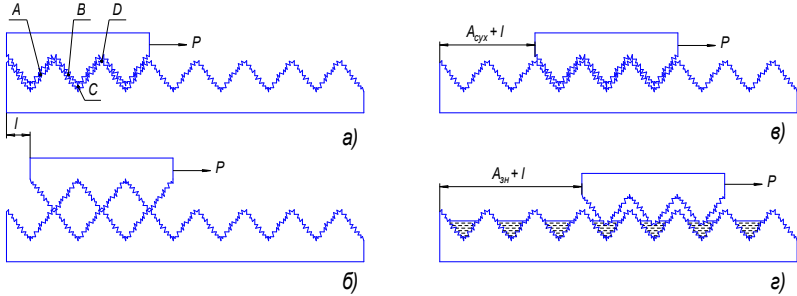


Рис. 1. Фізична модель процесу тертя: а) перед початком ковзання; б) після завершення попереднього зміщення; в) після завершення стрибка у випадку відсутності змащення; г) після завершення стрибка у випадку наявності змащувального матеріалу

В результаті різниці між підвищеною при мікропідйомі силою пружності, що діє на рухомий орган з боку привода, і зниженою після мікропідйому силою P відбувається зривання стола (повзуну) у напрямку руху.

Після зривання і збільшення фактичної швидкості ковзання повзун внаслідок підсмоктування змащувального матеріалу в зону тертя при його мікропідйомі опиняється на змащувальному шарі суттєвої товщини.

Описана модель наведена як розвиток теорії взаємопов'язаності дотичних і нормальних автоколивань, а також проблем граничного тертя при малих швидкостях руху.

Зміна зближення контактуючих поверхонь у разі ковзання відмічена в роботах [7, 8, 9].

Приймаючи висновок професора М.М. Міхіна про рівність середніх напружень у статиці й кінематиці, можливо отримати рівняння для визначення контактного зближення реальних поверхонь деталей машин при їх ковзанні з урахуванням взаємного розташування рельєфів цих поверхонь, що залежать від напрямку їх обробки.

Розглядають два взаємних розташування слідів обробки: взаємно-паралельне і взаємно-перпендикулярне.

В роботі [7] виведені такі залежності після закінчення руху припрацювання:

при $\omega = 0^\circ$ (взаємно-паралельне):

$$y_{ск} = y_{об} \cdot \left(2\sqrt{1 + f^2} - 1 \right)^{\frac{n_{non, min} \cdot n_{np, min}}{n_{non, min} + n_{np, min}}};$$

при $\omega = 90^\circ$ (взаємно-перпендикулярне):

$$y_{ск} = y_{об} \cdot \left(2\sqrt{1 + f^2} - 1 \right)^{\frac{n_{non,1} \cdot n_{non,2}}{n_{non,1} + n_{non,2}}},$$

де $y_{ск}$ – контактне зближення поверхонь тертя після припрацювання (процес нормального зношування);

$y_{об}$ – контактне зближення шорстких і хвилястих поверхонь;

f – коефіцієнт тертя ковзання;

$n_{non, \min}$ – мінімальна кількість контактів, утворених від торкання поверхонь тертя у поперечному напрямку;

$n_{np, \min}$ – мінімальна кількість контактів, утворених від торкання поверхонь тертя у поздовжньому напрямку;

$n_{non,1}, n_{non,2}$ – мінімальна кількість контактів, утворених від притискання поверхонь тертя на кожній з поверхонь контакту.

Слід зазначити, що динамічні властивості фрикційного контакту полягають у тому, що зміна сили тертя відстає по фазі від зміни швидкості ковзання. При цьому амплітуда зміни сили тертя при коливаннях швидкості менша, ніж відповідна зміна, визначена за статичною характеристикою [10]. Пояснення цього явища полягає в тому, що в процесі ковзання виникає гідродинамічна підйомна сила, яка призводить до «спливання» повзуна (стола, супорта) на шарі мастила. Відбувається його зміщення перпендикулярно до напрямку ковзання.

Це зміщення пропонується визначати за залежністю:

$$y = k_e \cdot \dot{x} - T_e \cdot \frac{dy}{dt}.$$

де k_e – коефіцієнт пропорційності між швидкістю ковзання і величиною «спливання»;

T_e – стала часу процесу «спливання».

В роботі [11] для випадку пружного контакту поверхонь на основі моделювання шорсткої поверхні з врахуванням закону розподілення матеріалу шорсткості по висоті, а також використавши рішення А.І. Денника в роботі [12] наведено формули визначення площі фактичного контакту і зближення двох шорстких поверхонь:

$$\alpha = \frac{3P \cdot \theta_1}{4\pi \cdot a} \cdot F_1(K),$$

а напівосі еліпса контакту:

$$a^3 = \frac{3P \cdot \theta_1 \cdot E_1(K)}{4\pi \cdot (K_{11} + K_{12}) \cdot K^2};$$

$$b^3 = \frac{3P_1 \cdot \theta_1 \cdot K \cdot E_1(K)}{4\pi \cdot (K_{11} + K_{12}) \cdot K^2},$$

де α – пружне зближення двох шорстких поверхонь під дією нормального навантаження P ;

$$\theta_1 = \frac{4 \cdot (1 - \mu^2)}{E} - \text{параметр, що відображає фізико-механічні}$$

властивості матеріалу поверхонь;

K_{11}, K_{12} – кривизна головних нормальних перерізів моделі поверхонь;

$E_1(K), F_1(K)$ – повні еліптичні інтеграли від невідомої величини K , яка визначається із співвідношення:

$$\frac{F_1(K) - E_1(K)}{F_1(K) - \frac{1}{K^2} \cdot E_1(K)} = -\operatorname{tg}^2 \frac{\tau}{2};$$

невідомий кут τ :

$$\cos \tau = \frac{B - A}{B + A},$$

причому

$$B + A = K_{12} + K_{11},$$

$$B - A = (K_{12} - K_{11}) \cdot \cos \omega,$$

де ω – кут перетинання слідів обробки поверхонь.

Автором роботи [11] побудовані теоретичні й експериментальні залежності навантаження від кутів перетинання слідів обробки, а також залежності зближення цих поверхонь при постійному навантаженні.

Крім ваги повзуна (стола) із закріпленою на ньому заготовкою на площині ковзання також діють складові сил різання (для торцевого фрезерування сила P_y), які можуть змінюватись навіть в процесі обробки однієї деталі.

Велике значення забезпеченню жорсткості стиків приділяли такі вчені, як Решетов Д.М., Левіна З.М., Рижов Е.В., Чихладзе Г.Е., Дьомкін М.Б. та інші.

Згідно з роботою О.І. Левіна колова сила при фрезеруванні визначається за рівнянням:

$$P_\phi(t) = k_\phi \cdot a(t) \cdot l(t),$$

де $l(t)$ – сумарна довжина різальних кромek зубців фрези, що знаходяться в контактi з заготовкою:

$$l(t) = B(t) \cdot \frac{z}{\pi \cdot \cos \alpha} \cdot \sqrt{\frac{h(t)}{D}},$$

де $B(t)$ – поточна ширина фрезерування;

z – число зубців фрези;

D – діаметр фрези;

α – кут нахилу зуба до осi фрези;

Миттєва середня товщина стружки:

$$a(t) = \sqrt{\frac{h(t)}{D}} \cdot \{[x(t) - q_x(t)] - [x(t - \theta) - q_x(t - \theta)]\},$$

де θ – час повертання фрези на один зубцевий крок;

Подача на один зуб:

$$x(t) - x(t - \theta) = S_z(t),$$

$$S_z(t) - [q_x(t) - q_x(t - \theta)] \equiv x_2(t).$$

Звідси:

$$P_\phi(t) = k'_{\phi} \cdot x_2(t) \cdot B(t) \cdot h(t),$$

де

$$k'_{\phi} = \frac{k_\phi \cdot z}{\pi \cdot D \cdot \cos \alpha}.$$

Глибина різання $h(t)$ визначається залежністю:

$$h(t) = y_0(t) - [q_y(t) - q_y(t - \theta)].$$

Деформація технологічної оброблюючої системи визначається за рівнянням:

$$q_x(t) = L_x \cdot P_x(t) = L_x \cdot P_\phi \cdot \cos \frac{\beta}{2};$$

$$q_y(t) = L_y \cdot P_y(t) = L_y \cdot P_\phi \cdot \sin \frac{\beta}{2},$$

де β – кут контакту фрези з заготовкою.

Наведені залежності складають математичну модель традиційного процесу фрезерування.

В загальному вигляді шорсткість поверхні в разі лезового видалення припуску на обробку визначається за залежністю [2]:

$$R_z = R_{zp} + \Delta H,$$

де R_{zp} – розрахункова висота нерівностей (детермінована складова);

ΔH – відхилення фактичної висоти нерівностей від розрахункової (випадкова складова):

$$\Delta H = \Delta H_{np} + \Delta H_{nl} + \Delta H_c + \Delta H_T + \Delta H_{зк} + \Delta H_\epsilon,$$

де ΔH_{np} – пружне відновлення матеріалу після зрізу шару металу або його деформування;

ΔH_{nl} – складова, що відображає зміну висоти нерівностей в результаті пластичної деформації в зоні стружкоутворення (вспучування);

ΔH_c – спотворення мікронерівностей сходженням стружки;

ΔH_T – відхилення, пов'язане з тертям задньої поверхні різця по обробленій поверхні;

$\Delta H_{зк}$ – відхилення від зміни первинного контуру кромки внаслідок її зношування;

ΔH_ϵ – відхилення, пов'язане з вібраціями різця і оброблюваної деталі.

В загальному вигляді розрахункова величина висоти нерівностей при обробці різцем з радіусною різальною кромкою дорівнює:

$$R_{zp} = r - \sqrt{r^2 - \left(\frac{S}{2}\right)^2},$$

де r – радіус різальної кромки;

S – подача на зуб.

При оцінці величини ΔH д.т.н. Клименко С.А. рекомендує враховувати складову ΔH_{nl} [2] в першу чергу тому, що хвиля пластичної деформації, що розповсюджується перед передньою поверхнею інструмента, є однією з основних причин збільшення висоти мікронерівностей порівняно з розрахунковою. В результаті аналізу спостережень при експериментальних дослідженнях ним встановлено:

$$\Delta H_{nl} = 2,8 \cdot \left(F_p + S \cdot \xi \cdot \frac{\cos(\varphi_p + \varphi_{1p} - \nu)}{2 \sin \varphi_p} \right) \cdot \frac{e^{0,003 \frac{\sigma_\epsilon}{\delta}}}{\left(0,1 - \frac{\sigma_\epsilon}{\delta}\right)^{0,45}},$$

де F_p – площа поперечного перерізу розрахункової нерівності;

S – подача на зуб;

ξ – усадка стружки;

φ_p, φ_{1p} – головний і допоміжний кути в плані інструмента в точці, що відповідає вершині розрахункової нерівності;

σ_s, δ – межа міцності на розтягування і відносно подовження матеріалу відповідно.

Починаючи зі значення $\sigma_s/\delta = 100...120$ МПа/%, наведена залежність спрощується:

$$\Delta H_{пл} = (1,3...1,4) \cdot (F_p + CL).$$

В той же час при обробці загартованих сталей, чавунів і інших твердих матеріалів ця складова значно менша за величину, пов'язану з вібраціями інструмента і деталі в процесі обробки, яку рекомендується визначати за формулою:

$$\Delta H_s = \frac{\Delta P_y \cdot \omega}{\sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{f_p^2}\right)^2 + T_n^2 \cdot \lambda^2}},$$

де ω – податливість системи;

ΔP_y – відносна різниця між максимальною і мінімальною радіальною силами різання (віднесена до сили, що відповідає середнім умовам обробки);

λ – частота збуджуючої сили;

T_n – стала часу демпфування;

f_p – частота власних коливань інструмента.

Суттєве зменшення величини ΔH_s можливе, в першу чергу, за рахунок значного підвищення жорсткості технологічної системи, яке досягається заміною рухомих з'єднань (стіл–напрямні) на нерухомі з певним попереднім напруженням в момент видалення припуску на обробку. За даними д.т.н., проф. Маталіна А.О. вібрації легко передаються на оброблювану поверхню, що спричиняє збільшення шорсткості на 70...120%.

Саме мінімізація цієї складової шорсткості оброблюваної поверхні і є метою даної роботи.

Сучасні досягнення в розробці систем ЧПУ і приводів подач верстатів сприяли розробці нового способу фрезерування, який принципово відрізняється від традиційних способів тим, що в процесі різання відсутня робоча подача, а траєкторія руху формоутворюючих елементів є коловою, на відміну від трохойдальної при традиційному торцевому фрезеруванні. При цьому формоутворюючі елементи (зубці) на корпусі торцевої фрези розміщені з однаковим осьовим вильотом на різних відстанях від осі обертання фрези (шпинделя), а також розташовані в певному секторі з конструктивно мінімально можливими кутами між собою.

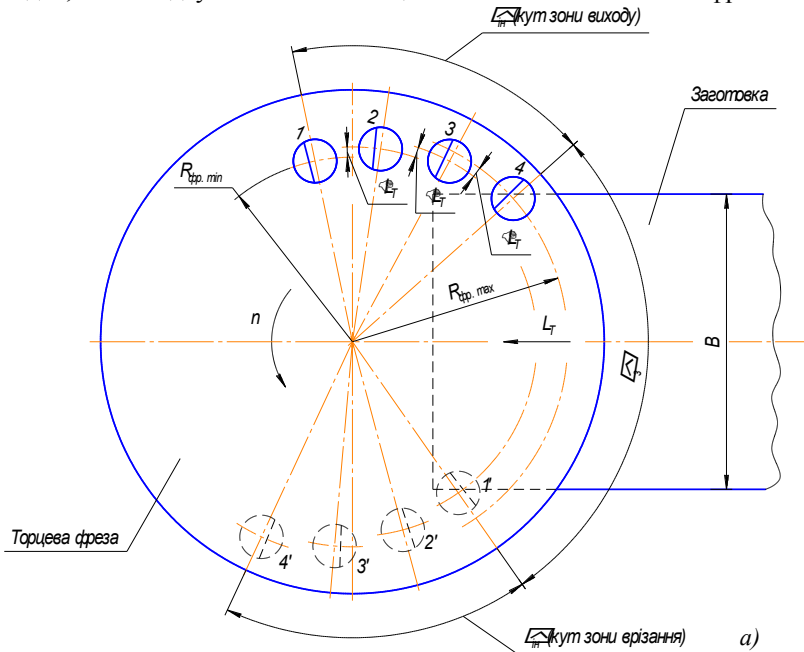
В процесі видалення припуску на обробку стіл з встановленою на ньому заготовкою закріплений на напрямних за допомогою гідравлічних трубчастих затискачів (А.С. 404574, СРСР або А.С. 407705, СРСР).

Конструктивні особливості інструмента за новим способом зображені на рис. 2.

Як видно зі схеми:

$$R_{фр. max} - R_{фр. min} = L_T \cdot$$

На кут $\psi_3 + \psi_{in}$ шпindelь повертається при відсутності руху подач, тобто відсутнє взаємне зміщення стола із заготовкою і фрези.



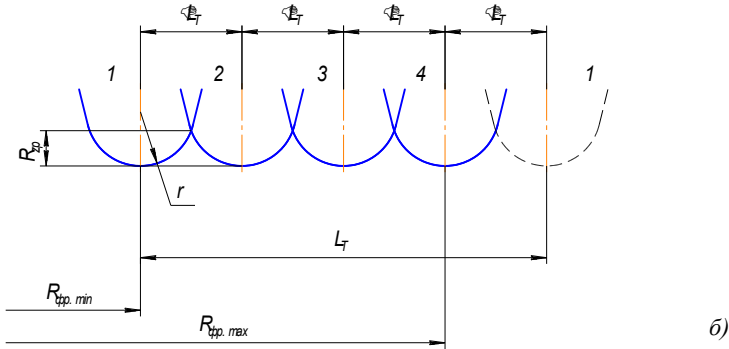


Рис. 2. Схема розташування формуючих елементів в корпусі торцевого інструмента (а) і схема утвореної шорсткості поверхні після одного оберту інструмента (б)

За час провертання шпинделя з фрезою на кут $360^\circ - (\psi_3 + \psi_{in})$ відбувається розкріплення стола, його переміщення на довжину $L_T + \Delta L_T$ і закріплення.

Кут ψ_3 залежить від ширини оброблюваної поверхні й діаметра розташування формуючих елементів у корпусі фрези:

$$\psi_3 = 2 \arcsin \frac{B}{2R_{фр. min}}$$

Кут ψ_{in} залежить від кількості формуючих елементів і конструктивних параметрів фрези ($D_{фр}$, розміри механізму закріплення і регулювання вильоту формуючих елементів і їх діаметра).

За один оберт торцевої фрези відбувається наступний цикл (рис. 3).

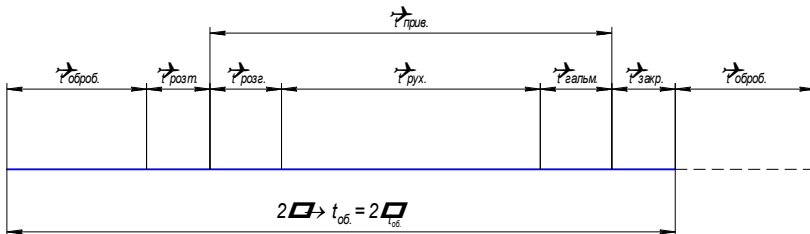


Рис. 3. Цикл обробки без робочої подачі:

$2\pi t_{об.}$ – один оберт фрези за час $t_{об.}$; $\theta_{т\ оброб.}$ – кут повертання фрези за час обробки (різання); $\theta_{т\ розт.}$ – кут повертання фрези за час розтискання стола; $\theta_{т\ розз.}$ – кут повертання фрези за час розгону приводу стола; $\theta_{т\ рух.}$ – кут повертання фрези за час переміщення стола на задану відстань; $\theta_{т\ гальм.}$ – кут повертання фрези за час гальмування приводу стола; $\theta_{т\ закр.}$ – кут повертання фрези за час закріплення столу з заготовкою; $\theta_{т\ прив.}$ – кут повертання фрези за час роботи приводу переміщення стола

Оптимальною швидкістю різання з використанням інструментального матеріалу «Гексаніт-Р» (композит 10) за

параметрами часу роботи інструмента до зношування $h_3 = 0,4$ мм при обробці загартованої сталі складає 1,5...2 м/с. Приймаючи $v = 1,5$ м/с і діаметр фрези $D_{фр} = 300$ мм, визначимо час повертання шпинделя з фрезую за один оберт (2π):

$$t_{об.} = \frac{\pi \cdot D}{v} = \frac{3,14 \cdot 300}{1,5 \cdot 1000} \approx 0,63 \text{ (с)}$$

Кут повертання фрези за час видалення шару металу при одному оберті шпинделя ($\theta_{т\ оброб.}$) буде в разі обробки площини шириною, наприклад 100 мм, складати:

$$\psi_3 = 2 \arcsin \frac{100}{2 \cdot 150} \approx 39^\circ,$$

та кута сектора розташування формоутворюючих елементів на корпусі фрези ($\psi_{ін}$). Конструктивно при чотирьох ножах і діаметрі фрези 300 мм кут $\psi_{ін}$ становить $\sim 30^\circ$.

Слід зазначити, що з метою уникнення врізання першого чи останнього з формоутворюючих елементів сектора при прискореному русі на наступний прохід (цикл) необхідно при проведенні розрахунків і синхронізації обертання шпинделя з торцевим лезовим інструментом і дискретним рухом подач стола враховувати певний запас часу для компенсації похибок позиціонування стола і кута обертання шпинделя.

Цю компенсацію можливо враховувати двома способами:

- збільшенням ширини оброблюваної поверхні в формулі визначення кута ψ_3 на 10...15 мм;
- умовним збільшенням кута сектора розташування формоутворюючих елементів на 5...10°.

Тоді

$$\psi_3 = 2 \arcsin \frac{110}{2 \cdot 150} \approx 43^\circ,$$

$$\theta_{t \text{ оброб}} = \psi_3 + \psi_{\text{ін}} = 43^\circ + 30^\circ = 73^\circ.$$

Прийmemo $\theta_{t \text{ оброб}} = 75^\circ$.

Час обробки буде складати:

$$t_{\text{оброб}} = \frac{t_{\text{об.}} \cdot \theta_{t \text{ оброб}}}{360^\circ} \approx 0,13 (\text{с}).$$

На всі інші етапи циклу відводиться:

$$\theta_{t \text{ розт}} + \theta_{t \text{ прив.}} + \theta_{t \text{ закр.}} = 0,63 - 0,13 = 0,5 (\text{с}).$$

При використанні трубчастих гідравлічних затискачів [13] час розповсюдження хвилі тиску в трубчастому елементі довжиною 1 м, заповненому мастилом, складає 12 мс, а час вмикання і вимикання розподільвача мод. ВЕ6 складає 40 і 20 мс відповідно. Для фіксації вузла доцільно використовувати режим відключення [14].

В роботах [13, 14] наведені інші варіанти механізмів закріплення рухомих органів верстатів з всіма необхідними розрахунками зусиль затискання, швидкодії і довговічності елементів закріплення.

Отже час на закріплення-розкріплення рухомого органу верстата:

$$t_{\text{закр.}} + t_{\text{розт.}} = 40 + 20 + 12 \times 2 = 84 (\text{мс}).$$

Час на розгін, рух і гальмування приводу переміщень стола із заготовкою буде складати:

$$0,5 - 0,084 = 0,416 (\text{с}).$$

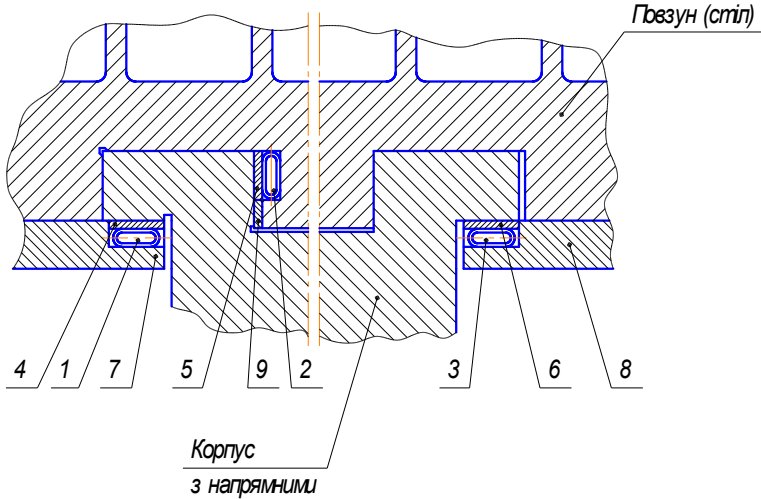


Рис. 4. Варіант вбудови затискних трубок:

1, 2, 3 – трубки затискні; 4, 5, 6 – пластини притискні;
7, 8 – планки напрямних; 9 – клин регулювання зазору

Слід зазначити, що сучасні швидкодіючі системи ЧПУ дозволяють подавати команди на виконавчі прилади і механізми з певним попередньо визначеним упередженням, що забезпечує економію часу (як мінімум в нашому випадку $0,012 \times 2 = 0,024$ с).

Затискні швидкодіючі пристрої для закріплення рухомих органів знайшли широке застосування в різних моделях верстатів (координатно-розточувальні верстати моделі 3SOE фірми Dixi, мод. KBNE50 фірми Kolb (ФРН), моделі MF-6-60 (Угорщина), 2E450AMФ4, 243BMФ2 (СРСР) та інші).

В роботі [14] наведені чіткі рекомендації з особливостей управління трубчастими затискачами, підбору розмірів розпиральних труб і розрахунків необхідних напружень, а також їх довговічності.

Розташування формуючих елементів у корпусі торцевого інструмента в першу чергу залежить від необхідної розрахункової складової шорсткості оброблюваної поверхні. Для цього конструкцією інструмента передбачається декілька секторів з різними величинами різниць між відстанями до осі обертання.

Розглянемо деякі варіанти розташування формуючих елементів, користуючись схемою, наведеною на рис. 2.

І Варіант: $\Delta L_T = 0,5$ мм, $r = 5$ мм;

тоді:

190

$$R_{zp} = r - \sqrt{r^2 - \left(\frac{\Delta L_T}{2}\right)^2} = \quad (\text{мм}).$$

$$= 5 - \sqrt{25 - \left(\frac{0,5}{2}\right)^2} = 0,0065$$

II Варіант: $\Delta L_T = 0,3$ мм, $r = 5$ мм:

$$R_{zp} = 2,3 \text{ мкм.}$$

III Варіант: $\Delta L_T = 0,8$ мм, $r = 5$ мм:

$$R_{zp} = 16 \text{ мкм.}$$

Кількість елементів в одному секторі обмежується можливостями приводу подач, який має забезпечити переміщення стола з заготовкою на крок $L_T + \Delta L_T$ за час холостого ходу (провертання торцевого інструмента на кут $\theta_{i \text{ прив.}}$).

За кожний цикл переміщення стола повинно складати:

$$S = n \cdot \Delta L_T,$$

де n – кількість формуючих елементів.

Якщо $n = 4$, то $S_I = 4 \times 0,5 = 2,0$ мм;

$$S_{II} = 4 \times 0,3 = 1,2 \text{ мм};$$

$$S_{III} = 4 \times 0,8 = 3,2 \text{ мм.}$$

Це означає, що за один оберт торцевого інструмента буде видалятися припуск шириною відповідно 2; 1,2 або 3,2 мм.

На корпусі інструмента можуть бути передбачені декілька секторів розташування формуючих елементів, в яких різниця відстаней від осі обертання буде різною залежно від необхідності отримання певної розрахункової шорсткості оброблюваної поверхні з врахуванням радіуса різальної кромки формуючого елемента. Обов'язковою умовою при цьому залишається необхідність проведення динамічного балансування інструмента.

Для здійснення нового способу фінішної обробки плоских поверхонь деталей особливого значення набувають процес синхронізації обертання торцевого лезового інструмента з секторним розташуванням формуючих елементів і ступінчастим рухом подачі під час відсутності різання, а також пов'язана з цим динаміка приводу подач і механізму затискання–розтискання рухомого органу верстата.

Як попередньо зазначалось, час на затискання–розтискання механізму фіксації положення рухомого елемента верстата з заповненням мастилом трубопроводів складає 0,084 с, а час, який залишився на відносне переміщення заготовки і інструмента – 0,41 с.

Це означає, що за 0,41 с має відбутися наступний цикл роботи приводу рухомого органа верстата.

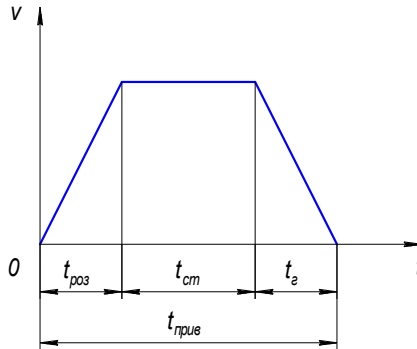


Рис. 5. Графік розгону–гальмування рухомого органа верстата:

$t_{роз}$ – час розгону; $t_{ст}$ – час сталої швидкості руху;

$t_{г}$ – час гальмування; $t_{прив}$ – час переміщення рухомого органу на довжину L

За час розгону–гальмування рухомий орган верстата пройде відстань:

$$S_{розг.-г.} = \frac{v_{пр.пер.}^2}{2a},$$

де $v_{пр.пер.}$ – швидкість прискореного переміщення, м/с;

a – прискорення–гальмування, м/с².

На рис. 5 графік відповідає випадку, коли задане переміщення (наприклад L) більше суми відстаней розгону і гальмування, тобто тоді, коли рухомий орган встигає розігнатися до заданої швидкості прискореного руху пройти певний шлях на цій швидкості й далі загальмувати для точного позиціонування.

В розрахунках такому режиму відповідає:

$$L_{приск.перем.} > 2S_{приск.гальм.}$$

Час прискореного переміщення при цьому дорівнює:

$$t_{\text{позиц.}} = \frac{2v_{\text{нр.пер.}}}{a} + \frac{L - \frac{v_{\text{нр.пер.}}^2}{a}}{v_{\text{нр.пер.}}}$$

В нашому випадку переміщення значно менше, ніж відстань розгону–гальмування.

Тому графік приймає вигляд (рис. 6).

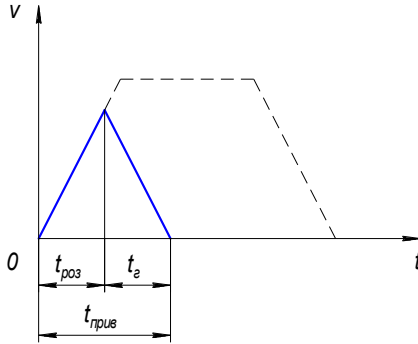


Рис. 6. Графік розгону–гальмування без виходу на сталу прискорену швидкість

Це означає, що рухомий орган верстата прискорюється, але не встигає вийти на сталий режим руху і переходить в режим гальмування.

Тоді час прискореного переміщення і позиціонування дорівнює:

$$t_{\text{позиц.}} = 2\sqrt{\frac{2S_1}{a}} = 2\sqrt{\frac{L_{\text{позиц.}}}{a}},$$

де S_1 – половина шляху переміщення, що дорівнює відстані розгону і гальмування.

Прискорення стандартного верстата як правило складає 0,5 g, а швидкість прискореного руху в межах 20...30 м/хв.

$$\text{При переміщенні } L_{\text{позиц.}} = 2 \text{ мм } t_{\text{позиц.}} = 2\sqrt{\frac{2 \cdot 10^{-3}}{0,5 \cdot 9,81}} = 0,4 \text{ (с)}.$$

$$\text{При } L_{\text{позиц.}} = 3 \text{ мм, } t_{\text{позиц.}} = 0,05 \text{ с.}$$

З наведених розрахунків можливо зробити попередній **висновок** про досить теоретичну обґрунтованість ефективності запропонованого

способу фінішної обробки плоских поверхонь деталей, що планується підтвердити також наступними експериментальними дослідженнями.

ЛІТЕРАТУРА:

1. *Клименко С.А.* К вопросу о механизме формирования микрогеометрии поверхности при лезвийной обработке // Сверхтвердые материалы. – 1997. – № 5. – С. 43–53.
2. *Клименко С.А.* Формирование микронеровностей поверхности при обработке покрытий лезвийным инструментом. Сб. науч. тр. / НАН Украины. Институт сверхтвердых материалов. – Киев, 1998. – С. 26–33.
3. *Лоев В.Ю.* Удосконалення фінішної обробки плоских поверхонь деталей комбінуванням різання з поверхневим пластичним деформуванням: Дис. ...канд. техн. наук: 05.03.01. – Житомир, 2005. – 249 с.
4. *Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С.* Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
5. *Гитис Н.В., Чижов Б.Н., Липидус А.С.* Исследование характеристик смешанного трения в направляющих скольжения // Станки и инструмент – 1987. – № 11. – С. 30–33.
6. *Гитис Н.В., Чижов Б.Н., Липидус А.С.* Природа возникновения автоколебаний при скольжении узлов станка по направляющим // Станки и инструмент. – 1988. – № 4. – С. 13–20.
7. *Суслов А.Г.* Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. – М.: Машиностроение, 1987. – 203 с.
8. *Демкин Н.Б.* Контактное трение шероховатых поверхностей. – М.: Машиностроение, 1970. – 227 с.
9. *Михин Н.М.* Внешнее трение твердых тел. – М.: Машиностроение, 1977. – 220 с.
10. *Левин А.И.* Математическое моделирование в исследованиях и проектировании станков. – М.: Машиностроение, 1978. – 184 с.
11. *Козлов В.И.* О влиянии угла пересечения следов обработки на сближение и площадь контакта шероховатых поверхностей: В кн. Жесткость в машиностроении. Тезисы докладов к всесоюзной научно-технологической конферен-

- ции 21–23 сентября 1971 г. / Под ред. Д.Н. Решетова. – Брянск, 1971. – С. 331–335.
12. *Динник А.Н.* Удар и сжатие упругих тел. Избр. труды. – Т. 1. – Киев: Изд-во АН УССР, 1952.
 13. *Титов В.П., Колчин О.М.* Повышение точности закрепления подвижных исполнительных органов прецизионных станков с ЧПУ. – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 40 с.
 14. *Эльясберг М.Е., Кушин Х.А.* Трубчатые зажимы направляющих // Станки и инструмент. – 1979. – № 6. – С. 9–13.

МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри технології машинобудування і конструювання технічних систем, ректор Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- технологія машинобудування.

ЛОЄВ Володимир Юхимович – кандидат технічних наук, професор кафедри технології машинобудування і конструювання технічних систем Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- технологія машинобудування;
- комплексні і комбіновані методи обробки плоских поверхонь деталей машин;
- конструювання металообробних верстатів і інструментів.

Подано 18.08.2009