

МАШИНОЗНАВСТВО. ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ У МАШИНОБУДУВАННІ

УДК 621.914

Л.Є. Глембоцька, аспір.
П.П. Мельничук, д.т.н., проф.
Житомирський державний технологічний університет

ВДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСУ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ ЗАГАРТОВАНИХ СТАЛЕЙ: ПРОБЛЕМИ, ПРОПОЗИЦІЇ, ОБґРУНТУВАННЯ

При обробці важкооброблюваних матеріалів, у тому числі загартованих сталей, виникають проблеми, які негативно позначаються на стійкості інструментів, продуктивності обробки та на показниках якості обробки. Частково ці питання вирішені, але, разом з тим, у випадку обробки на високих режимах різання, при підвищенні продуктивності обробки із забезпеченням покращених показників якості вони залишаються проблемними. Тому в статті розкрито технологічні підходи, запропоновано нові конструкції інструментів – торцевих фрез та наведено основні результати досліджень обробки деталей із загартованих сталей.

Вступ. Постановка проблеми. В сучасному машинобудуванні все більше уваги приділяється виготовленню деталей з матеріалів, які характеризуються особливими фізико-механічними властивостями, та підвищенню вимог до їх експлуатаційних характеристик. Разом з тим, висока стійкість, твердість, пластичність та в'язкість при великих температурах, в умовах значних тисків, корозії цих матеріалів у різних середовищах призводять до зниження показників оброблюваності різанням, тому їх відносять до важкооброблюваних матеріалів (ВОМ). До таких матеріалів також належать високоміцні сталі, а саме загартовані сталі, з яких виготовляються відповідальні деталі різних конфігурацій, що працюють в умовах інтенсивного зношування та знакозмінних навантажень. При обробці таких матеріалів виникає багато проблем, таких, як значні силові напруження та висока температура в зоні різання, що негативно позначається на продуктивності обробки, показниках якості обробленої поверхні тощо. Вибір продуктивних способів обробки, розробка та впровадження нових прогресивних конструкцій інструментів – найбільш ефективний шлях підвищення продуктивності обробки із забезпеченням необхідних показників якості обробки, що є актуальним на машинобудівних підприємствах.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Продуктивність та якість оброблюваних поверхонь деталей залежать від багатьох чинників, головними з яких є: рід і властивості оброблюваного матеріалу, спосіб обробки, режими різання, геометричні параметри інструмента, матеріал інструмента, верстат тощо.

Як відомо, через особливі фізико-механічні властивості при обробці ВОМ виникають вібрації, великі сили різання (в 1,5–2,5 раза більші, ніж при обробці сталі 45) та значні температури в зоні різання (в 2–3 рази більші, ніж при обробці сталі 45), що є основною причиною низької оброблюваності цих матеріалів ([1], с. 6; [2], с. 6; [3], с. 70; [4], с. 41, 99; [5], с. 3; [6], с. 33–43; [7], с. 122–136; [8], с. 77–78).

Процес торцевого фрезерування ВОМ певною мірою висвітлений у наукових публікаціях, але в більшості це стосується обробки деталей стандартними торцевими фрезами (ТФ), що супроводжується такими негативними явищами: нерівномірне зношування різальних кромки ножів; удари на вході та виході в зонах контакту із заготовкою; биття різальних кромки; нерівномірність навантаження окремих ножів ТФ тощо ([9–13], [16], с. 188). Мінімізувати ці негативні явища автори в основному пропонують конструктивним шляхом.

Багато вчених проблему нерівномірного навантаження на різальні кромки ножів ТФ вирішують використанням конструкцій ТФ зі східчастою схемою різання [18–21, 23 та ін.]. Завдяки цьому вдається зменшити негативну величину впливу биття лез ножів, у результаті чого підвищується кількість реально різальних ножів від 20–40 % участі для стандартних фрез до 60–100 % – для східчастих ТФ, а також збільшити реальну глибину різання, зменшити габарити фрези та підвищити якість оброблених площин деталей. Для зниження динаміки входу і виходу ножів ТФ із зони контакту із заготовкою автор [22] рекомендує використовувати негативні значення передніх кутів та великі кути нахилу різальної кромки ножів ТФ, тобто реалізовувати косокутне різання. Для зменшення величини зношування лез ножів необхідно використовувати безвершинні ножі з дуговою різальною кромкою за умови косокутного різання [24–27].

Для підвищення продуктивності обробки та покращання якісних показників обробленої поверхні також необхідним є застосування верстатів, потужність яких достатня для використання всіх можливостей торцевих фрез. Верстат повинен мати високу вібростійкість, беззорову установку шпинделя та достатню його збалансованість. Суттєве значення для стабільної роботи ТФ також має і її кріплення на верстаті, тобто точність та жорсткість з'єднання хвостовика зі шпинделем верстата ([17], с. 6–9, 61; [31]).

Таким чином, підвищити продуктивність обробки та покращити показники якості оброблюваної поверхні можна конструктивним шляхом – як удосконаленням самої фрези за рахунок більш досконалих форм різальної частини ножів, типу різання та схеми різання, конструкцій корпусу та хвостовика, так і за рахунок підвищення точності та жорсткості її з'єднання зі шпинделем верстата.

Метою статті є вдосконалення процесу торцевого фрезерування плоских поверхонь деталей із загартованих сталей стосовно підвищення продуктивності та покращання показників якості за рахунок упровадження нових конструкцій інструментів.

Викладення основного матеріалу. Поява різних конструкцій різальних інструментів, у тому числі ТФ, вимагає пошуку прогресивних форм різальної частини ножів ТФ, які б забезпечували при обробці найменші сили різання, що особливо важливо при обробці ВОМ. Тому в даній роботі пропонується експериментальне дослідження впливу форми різальної частини ножа торцевої фрези при одноножевому фрезеруванні на величини сил різання.

Для вимірювання сил різання розроблено і виготовлено спеціальний механічний фрезерний динамометр (рис. 1) [32]. Експериментальні дослідження проводилися на вертикально-фрезерному верстаті моделі 6P12 (доведеному до відповідної норми точності (H)) за допомогою фізичного моделювання – торцевого фрезерування свинцевої заготовки розмірами 80 × 120 × 320 мм. Дослідження проводилося ТФ з ножами: з призматичною стандартною вершинною формою; з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями; з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями; опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями; ввігнутою конічною передньою та циліндричною задньою поверхнями, геометричні параметри яких наведені в таблиці 1 [32]. Різання ТФ останнім ножем навіть з великим значенням переднього кута ($\gamma = 35^\circ$) призвело до негативного результату – миттєвого накопичення стружки і зупинки процесу.

Планування експерименту передбачає отримання моделей – залежностей тангенціальної складової сили різання P_0 від елементів режимів різання (подачі, швидкості та глибини різання) для кожної із форм ножів. Як незалежні змінні δ , прийняті логарифми v , s та t . Рівні та інтервали їх варіювання наведені в таблиці 1.

Таблиця 1

Рівень варіювання	s , мм/хв.	$x_1(\lg s)$	v , м/хв.	$x_2(\lg v)$	t , мм	$x_3(\lg t)$
(+1)	31,5	1,4983	69	1,8388	2,5	0,3979
0	–	1,4510	–	1,7924	–	0,3522
(-1)	25	1,3979	55	1,7404	2	0,3010
Інтервал варіювання	–	1,4481	–	1,7896	–	0,3495

Для зменшення впливу випадкових похибок експеримент проводився при рівномірному дублюванні дослідів та здійснювався за допомогою матриці планування багаточинникового експерименту. В результаті проведення необхідних розрахунків усі отримані моделі для кожної форми ножа є адекватними ([33], с. 22–27; [34], с. 53–57).

Таким чином, одержано залежності для визначення тангенціальної складової сили різання:

– ножем стандартним призматичним вершинним:

$$P_0 = 1234,4 \cdot \frac{s^{0,03} \cdot t^{0,15} (vt)^{0,09} (sv)^{0,01}}{v^{0,06} \cdot (st)^{0,01} \cdot (svt)^{0,03}};$$

– ножем з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями:

$$P_0 = 1791 \cdot \frac{v^{0,02} \cdot t^{0,1} \cdot (st)^{0,08} (vt)^{0,02} (sv)^{0,005}}{s^{0,02} \cdot (svt)^{0,014}};$$

– ножем із циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$P_0 = 818,5 \cdot \frac{s^{0,035} \cdot v^{0,012} \cdot t^{0,056}}{(sv)^{0,008}};$$

– ножем з опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$P_0 = 318,3 \cdot \frac{(sv)^{0,013}}{s^{0,54} \cdot v^{0,05}}.$$

Аналіз отриманих силових залежностей показує, що значення тангенціальної складової сили різання при обробці стандартним ножем у 2 рази більше, а при обробці ножем із плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями – в 3,7 рази більше, ніж при обробці ножем із циліндричною

передньою та плоскою задньою поверхнями. Найменші сили забезпечувались при різанні ножом з опуклою конічною поверхнею, але через нетехнологічність його установки на корпусі ТФ він був забракованим.

Таким чином, для забезпечення найменшими силами різання при обробці ТФ було обрано оптимальну форму різальної частини ножа – із циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями.

Причиною ударних процесів при обробці торцевим фрезеруванням може бути як одночасність входу і виходу всіх точок різальних кромки у припуск заготовки, так і биття різальних кромки, що призводять до нерівномірного фрезерування. При косокутному різанні ножами з обраною вище безвершинною формою різальної частини цей недолік частково знижується. Але повне його зняття буде мати місце після використання задовільної східчастої схеми різання. Крім того, східчасті схеми різання характеризуються участю в різанні практично всіх ножів, що свідчить про підвищення продуктивності обробки.

Східчасті схеми різання можна реалізувати складним шляхом розташування ножів на різних спіралях та встановлення з розрахунковим вильотом відносно корпусу фрези. Або шляхом вибору такої форми корпусу фрези, щоб було можливим розташування на спіралях з однаковим вильотом ножів відносно корпусу.

Серед можливих форм поверхні різання та відповідно корпусів ТФ у вигляді тіл обертання найкращою обрана тороїдальна [35], тому що найкраща робота ножа, який обробляє зовнішню поверхню заготовки, характеризується кутом у плані близько прямого, що визначає мінімальне копіювання поверхні заготовки на поверхні деталі. Ніж, який обробляє поверхню деталі, має нульовий кут у плані, а напівчистові ножі – малий за величиною кут у плані. Завдяки розташуванню цих ножів на колі перерізу тора, чистовим ножом зрізається мала товщина зрізу, що визначає високу якість поверхневого шару. Конструктивною перевагою тороїдального корпусу є також можливість легкого встановлення ножів з однаковим вильотом відносно корпусу, чим автоматично забезпечується вирівняне навантаження кожного з ножів.

Авторами розроблено схеми різання з розташуванням ножів на спіралях Ферма за критеріями ефективності: найбільшої продуктивності за об'ємом знятого шару, за площею обробленої поверхні, найбільшої продуктивності обробленої поверхні, найменшої чутливості до биття ножів та покращеної якості обробленої поверхні.

Структурна оптимізація схем різання ТФ полягає в найкращому використанні всіх діючих ножів для досягнення певного критерію оптимізації. Чорнові ножі, що зрізають припуск біля поверхні заготовки, характеризуються відносно великими кутами в плані і великою товщиною зрізу. Тому для зменшення їх зношування потрібно збільшувати їх кількість. Чистові ножі характеризуються відносно малими кутами в плані і тонкими зрізами з невеликими товщинами, тобто тонкими енергонапруженими зрізами та великою чутливістю до биття, а тому зрозуміло, що їх кількість потрібно зменшувати.

Завдяки розташуванню ножів з конструктивною східчастою подачею при максимальній розрахунковій глибині різання можна забезпечити 100 % участь ножів при заданій глибині різання.

Для першого аналізу приймається розташування ножів за архімедовою спіраллю з загальною кількістю ножів – 24. Можливе досягнення найбільшої продуктивності ТФ за об'ємом знятого матеріалу припуску. Оптимізацію можна виконувати за допомогою певної кількості архімедових спіралей (повних – на кут, що дорівнює 360°). Але у зв'язку з переваженням чорнових ножів та з нераціональним використанням чистових ножів з метою більш глибокої оптимізації за кожним з можливих критеріїв потрібно загальну кількість спіралей збільшувати, але деякі зі спіралей виконувати неповними.

При оптимізації (рис. 1) за критерієм максимального об'єму знятого припуску необхідно кількість повних спіралей виконувати рівною 3 і більше (а) або одну повну спіраль та 5 і більше неповних спіралей (б).

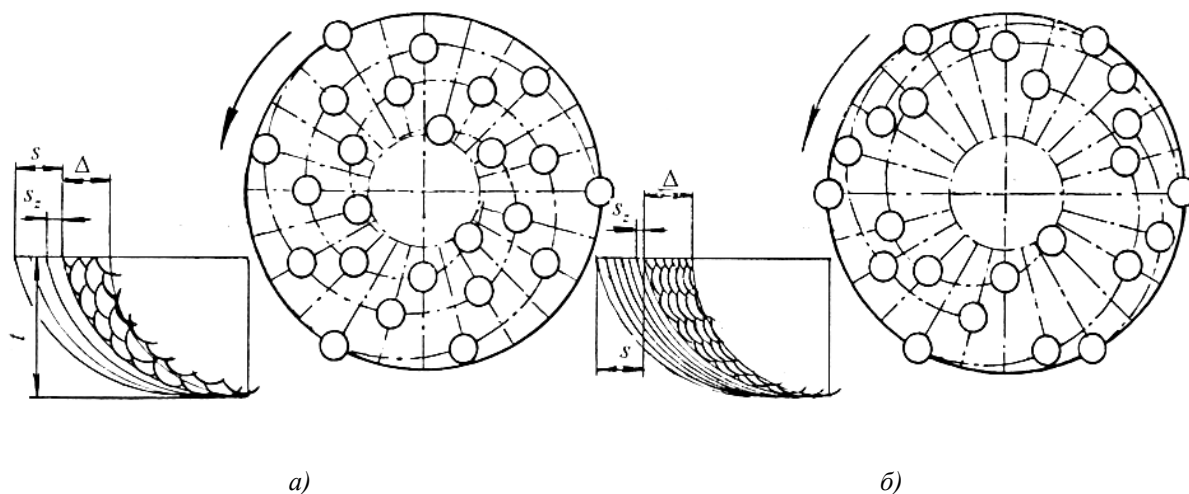


Рис. 1. Структурна оптимізація схеми різання ТФ за найбільшим об'ємом шару припуску, що зрізується

При оптимізації схеми різання ТФ (рис. 2) за критерієм максимальної площі обробленої поверхні можливо при обмеженій кількості повних спіралей 1–2 (а), а також неповних спіралей 3–4 (б).

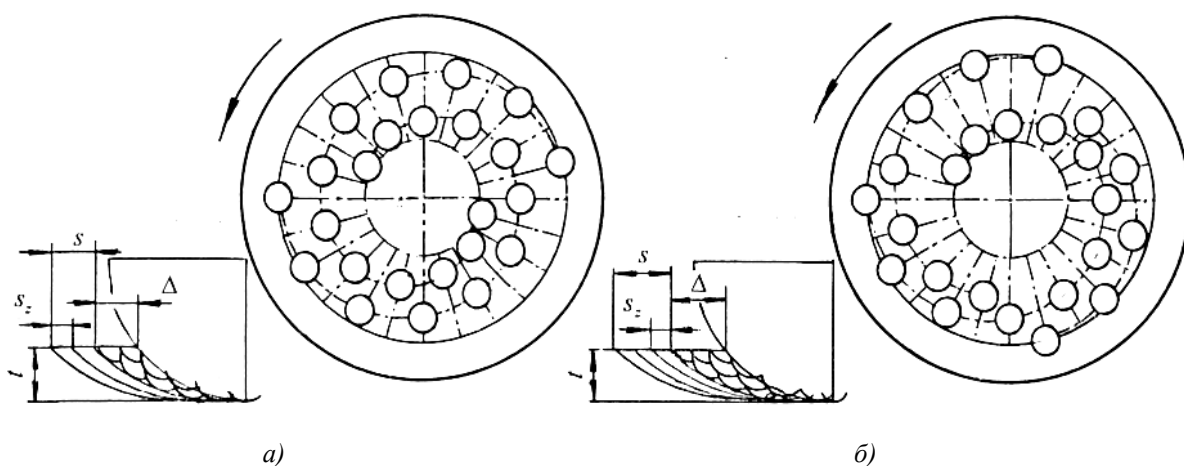
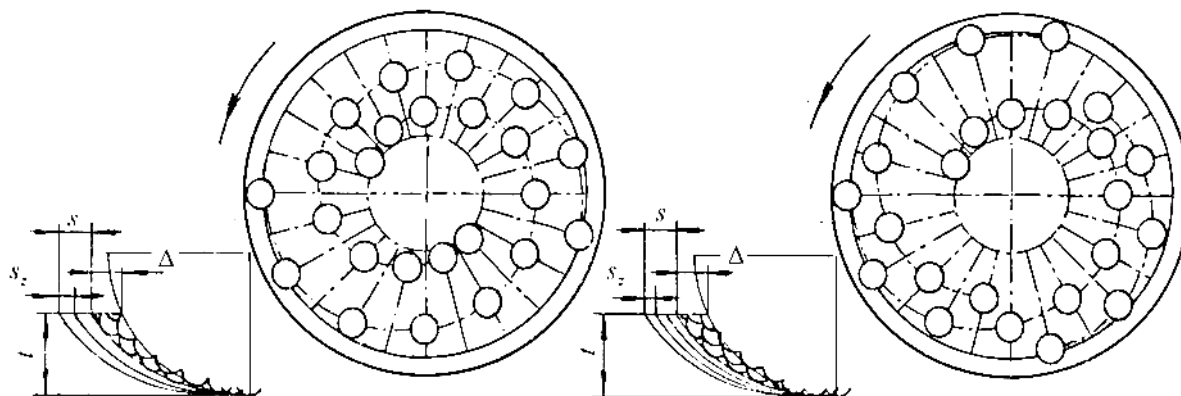


Рис. 2. Структурна оптимізація схеми різання ТФ за максимальною площею обробленої поверхні

Для подальшого зменшення чутливості процесу різання до величини биття ножів доцільно використовувати не прості, повторювані за висотою сусідні зрізи, а форми зрізу типу «риб'яча луска», коли глибини зрізів для ножів суміжних спіралей виконуються відносно змішеними. Це дає змогу зменшити вимоги до точності установки ножів, не знижуючи їх відсоткової участі в процесі різання.



а)

б)

Рис. 3. Структурна оптимізація схеми різання ТФ за найменшою чутливістю до биття ножів

Схема різання зі зниженою чутливістю до биття, що виконується на 2-х повних спіралях ножів, наведена на рисунку 3. В цьому випадку одна базова повна спіраль виконується за відомою схемою, а друга – виконується шляхом зміщення ножів у проміжки між ножами першої спіралі. Подальше зниження чутливості до биття можливо за схемою (б), виконаною з трьома спіралями: 1 повна базова та 2 неповні спіралі. Ножі неповних спіралей розташовуються на проміжних радіусах і глибинах відносно базової спіралі.

Для отримання максимальної площинності обробленої поверхні в умовах чистової обробки необхідно забезпечити високу рівномірність процесу різання, що можливе лише за максимальної участі більшості ножів у процесі різання. Таку максимальну площинність можна досягти при розташуванні ножів на двох повних спіралях, які зсунуті одна відносно одної за схемою «риб'ячої луски» (рис. 4, а), або при їх розташуванні на 1 повній та 2-х неповних спіралях (рис. 4, б).

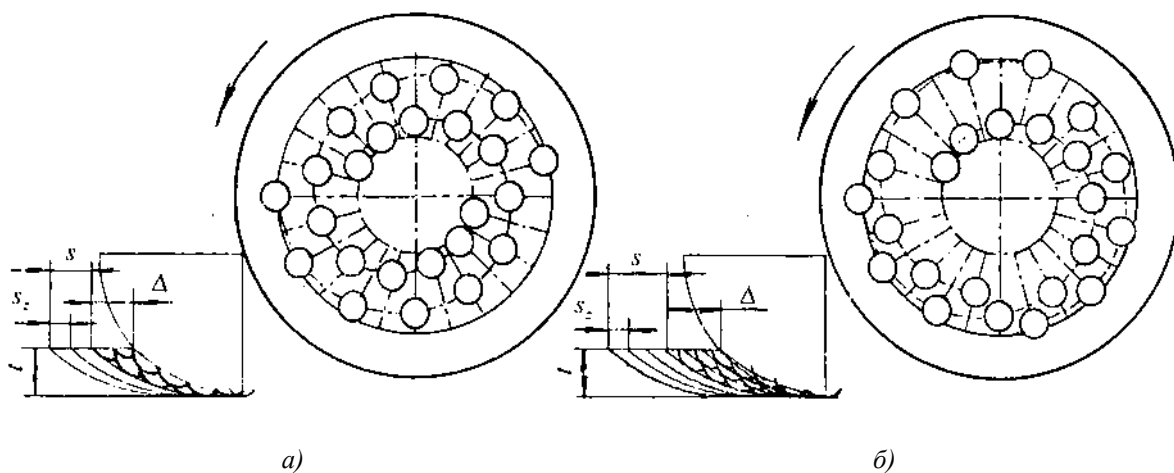


Рис. 4. Структурна оптимізація схеми різання ТФ за максимальною площинністю обробленої поверхні

В наведених схемах різання з розташуванням ножів по архімедових спіралях використовується одночасне різання ножами декількох різних спіралей.

Як відомо, архімедові спіралі ($\rho = b \cdot \theta$, де ρ – полярний радіус; b – коефіцієнт; θ – полярний кут) характеризуються постійним радіальним кроком витків, на яких розташовуються ножі. Це викликає постійну ширину кожного зрізу, але зростаючу товщину, яка створюється ножами зі збільшеними головними кутами в плані.

Для зменшення товщин і ширин зрізу чорновими ножами доцільно для їх розташування використовувати спіралі Ферма ($\rho = a\sqrt{\varphi}$, де ρ – полярний радіус; a – коефіцієнт; φ – полярний кут), в яких радіальний крок витків у напрямку від центра зменшується. Це дасть змогу отримати вирівнювання площ зрізу окремими ножами за рахунок зменшення, в першу чергу, ширини зрізу чорновими ножами.

Для ТФ розташування ножів з розташуванням на спіралях Ферма доцільно використовувати групову схему різання, коли послідовно зрізають шари припуску ножі першої групи, потім – наступної тощо.

При обмеженій загальній кількості ножів особливо доцільно використовувати різну кількість ножів у спіралях: 5 ножів – у першій спіралі, 4 – в другій спіралі і 3 – в третій спіралі (рис. 5).

Для забезпечення зрізання шарів типу «риб'яча луска» доцільно спіралі з 4 і 3 ножами виконати зсунутими в радіальному та осьовому напрямках. На дану фрезу отримано патент на винахід України [36].

З використанням графо-аналітичного методу спроектовано різальну частину безвершинних ножів з циліндричною опуклою передньою та плоскою задньою поверхнями фрези косокутного різання зі східчастим розташуванням на корпусі, що дозволило визначити рекомендовані раціональні числові значення геометричних параметрів різальної частини малонавантажених ножів ТФ.

За умови досягнення високих показників площинності та стійкості ножів рекомендовані такі числові значення геометричних параметрів для базових точок \bar{A} і \bar{A} різальної кромки ножа ТФ при чистовій обробці:

- кут у плані $\varphi_{\bar{A}} = 5-15^\circ$ та $\varphi_{\bar{A}} = 20-50^\circ$;
- передній кут $\gamma_{\bar{A}} \approx \gamma_{\bar{A}} \approx -5^\circ \dots -15^\circ$;
- задні кути $\alpha_{\bar{A}} \approx \alpha_{\bar{A}} \approx 8-10^\circ$;
- кут нахилу різальної кромки $\lambda_{\bar{A}} = 5-10^\circ$; $\lambda_{\bar{A}} = 30-50^\circ$.

Стабільність процесу фрезерування визначається як рівномірністю умов різання, так і незмінністю відносного положення та максимальною жорсткістю з'єднання ТФ зі шпинделем верстата.

Жорсткість конічних з'єднань при обробці деталей значною мірою залежить від різних чинників, але, в першу чергу, від різниці кутів конусності хвостовика та отвору шпинделя. Найбільш несприятливим є випадок, коли кут конусності отвору шпинделя більший за кут конусності хвостовика. Тому важливим є моделювання статичної поведінки конічного хвостовика фрези при поступовому навантаженні. Для подолання похибок виготовлення конічних твірних хвостовиків виконане серединне проточування з залишенням двох крайніх посадочних поясів. Але й у цій ситуації стає можливим початковий контакт лише по одному з них.

При з'єднанні хвостовиків фрез, що мають конуси 7 : 24 з отворами шпинделів згідно з ГОСТ 9953-82, за умови виготовлення отворів за 5-м ступенем точності, а хвостовиків – за 7-м ступенем точності, в з'єднаннях створюються зазори на одному з конічних поясів, які через значну колову жорсткість повністю не вибираються затягуванням шомполом в отворі шпинделя верстата.

Для визначення жорсткості з'єднання проточеного хвостовика зі шпинделем верстата проведено дослідження на установці [35]. Для виміру не тільки пружних та пластичних деформацій у з'єднанні, а й величин зміщень, які мають місце внаслідок наявності зазорів, розроблена спеціальна конструкція знакозмінного навантажувального пристрою з можливістю одночасного навантаження фрези за всіма складовими P_x , P_y , P_z .

Для підвищення точності виміру деформації в з'єднанні конічного хвостовика зі шпинделем верстата за допомогою спеціальної установки індикаторів не враховувався стан самого верстата і його підшипникових вузлів.

Результати дослідження з'єднань дали змогу побудувати загальні графіки (рис. 6) у вигляді замкнених кривих – «петель гістерезису», які виникають унаслідок прояву різних процесів:

- пружних деформацій;
- пластичних деформацій в окремих найбільш навантажених плямах контакту;
- зміщень спряжених деталей за наявністю зазорів між ними.

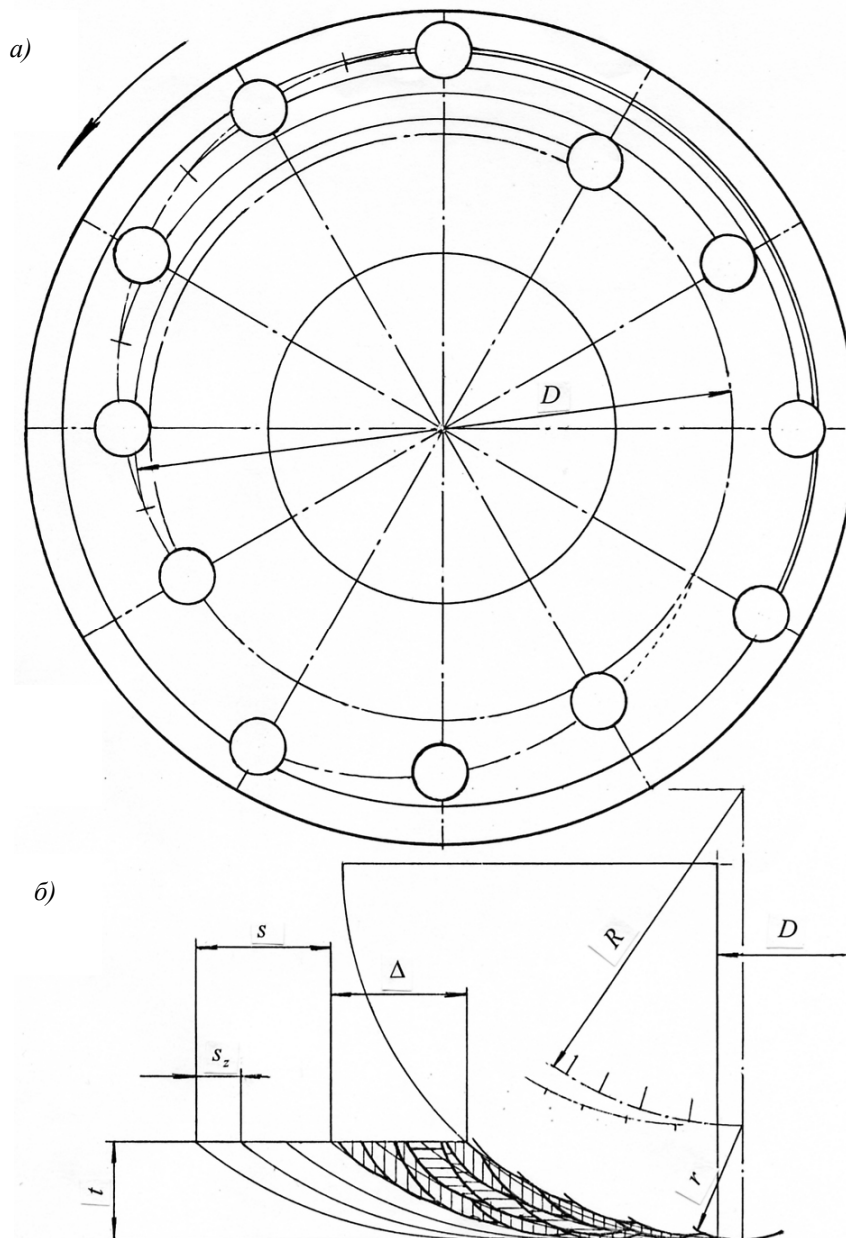


Рис. 5. Розташування ножів і схема різання ножами типу «риб'яча луска» для ТФ

З графіків, що мають форму петель гістерезису, видно, що при докладанні моделювальних зусиль окремо при п'яти кутових відносних позиціях фрези має місце неочікуване заглиблення ножів в уявну оброблену поверхню деталі. Навпаки, зі зворотного боку спостерігається віддалення неробочої частини корпусу фрези (протилежної навантаженню від уявної обробленої поверхні). Деформаційні зміщення хвостовика в отворі шпинделя (між кривими навантаження–розвантаження) на величину люфтів вимірюються ординатами (між верхньою та нижньою кривими навантаження–розвантаження) петель гістерезису, які відповідають певному навантаженню. Котангенс кута між дотичними до кривих та віссю абсцис визначає жорсткість з'єднання при певному навантаженні, тобто на всіх графіках спостерігається зміна величин жорсткості від мінімальної (40 кН/мм) при малих навантаженнях до максимальної (2 МН/мм) – при найбільших навантаженнях.

Велика різниця картин жорсткості для п'яти відносних кутових положень хвостовика відносно отвору шпинделя може бути поясненою спряженням різних їх некруглостей.

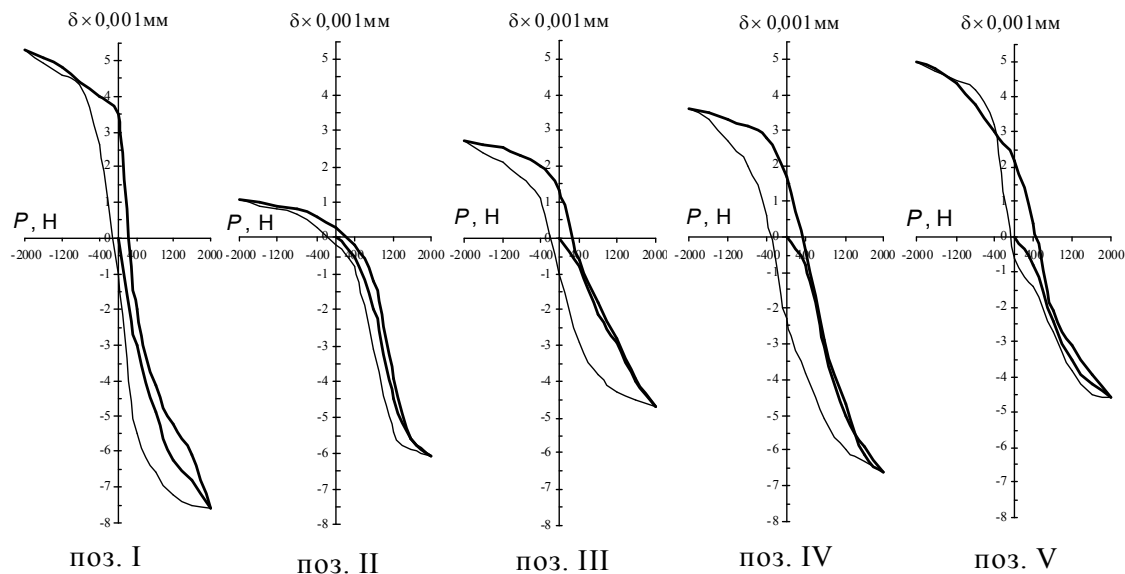


Рис. 6. Графіки залежності величини δ зміщень та пружних і пластичних деформацій від напрямку знакозмінного навантаження

При зрізанні максимального припуску одночасно п'ятьма ножами реальної ТФ загальне заглиблення її в оброблену поверхню буде дорівнювати сумі окремих заглиблень, що дорівнюють 4,5–7,5 мкм. Загальна величина заглиблень буде досягати 0,02–0,03 мм. В умовах змінності величини припуску величина заглиблення буде приблизно дорівнювати $0,02 \pm 0,01$ мм.

Також встановлено, що недостатні зусилля затягування фрези у шпинделі верстата не забезпечують їх якісного з'єднання, що призводить до створення вібрацій, зростання чутливості до змінності величини припуску, підвищення шорсткості поверхонь деталей та зниження стійкості інструмента [31]. Саме тому останнім часом в Європі розроблено багато конструкцій спеціальних порожнистих конічних хвостовиків, які більш широко застосовуються та мають ряд переваг над звичайними конічними хвостовиками [28–30, 35].

Для досягнення максимальної згинної жорсткості хвостовика ТФ необхідно за основний обрати більший поясок. Зменшити стисну колову жорсткість меншого пояска можна удосконаленням вказаного хвостовика за рахунок його порожнистої конструкції [35]. При докладанні осьового затягувального зусилля до хвостовика це дозволить досягти його з'єднання зі шпинделем верстата спочатку по малому пояску, а потім – при подальшому зростанні зусилля – по більшому. При затягуванні в отвір шпинделя малий контактний поясок хвостовика буде стискатись по колу в місцях, порізаних пазами (рис. 7).

Багатьма вченими досліджувалося використання при обробці ВОР як інструментального матеріалу – гексаніту-Р ([14], с. 8–10, 34–36; [15], с. 205; [38]). Композит 10 (гексаніт-Р) застосовується для торцевого фрезерування деталей зі сталей будь-якої твердості з глибиною різання 0,05–3 мм. Композит 10 є виключно придатним для різання лезовими інструментами завдяки високій міцності та низькій крихкості.

Таким чином, для підвищення продуктивності обробки та отримання якісної обробленої поверхні при торцевому фрезеруванні плоских поверхонь деталей з ВОР, у тому числі загартованих сталей, пропонується застосовувати фрези, оснащені надтвердими сплавами, а саме композитом 10.

Одним з найважливіших показників якості та найбільш дослідженим є шорсткість обробленої поверхні. Тому ряд наукових робіт присвячено саме питанню утворення шорсткості обробленої поверхні при обробці різними інструментами для всіх типів оброблюваних матеріалів. Загальний вплив режимів різання на шорсткість обробленої поверхні достатньо широко досліджено, але до цього часу не існує надійних моделей для прогнозування шорсткості залежно від режимів різання. Другим важливим показником якості обробленої поверхні є відхилення від площинності, а вплив наведених вище чинників є ще менш дослідженим.

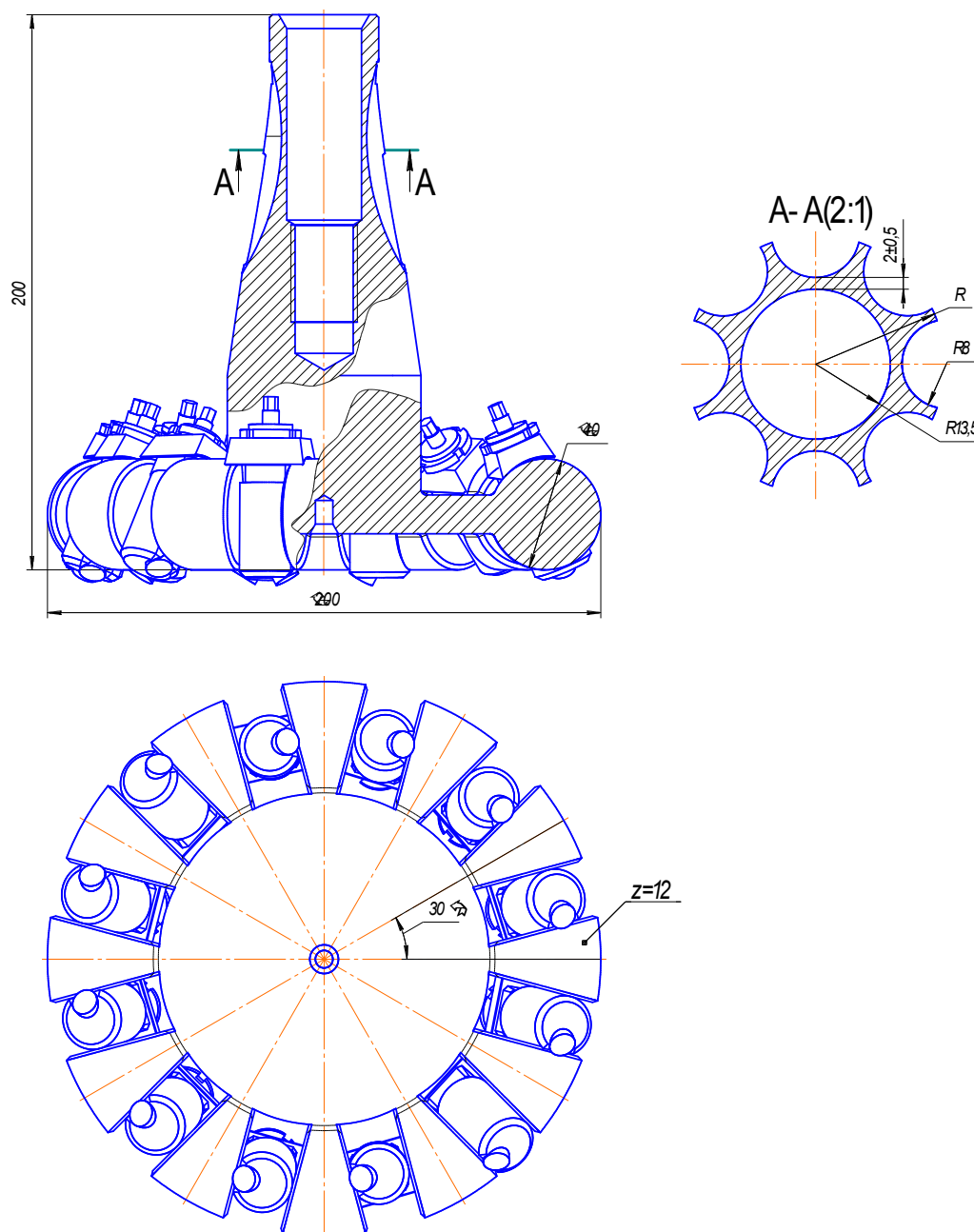


Рис. 7. Конструкція торцевої фрези (патент на винахід [36])

Оптимізація режимів різання за критеріями шорсткості обробленої поверхні та відхилень від площинності вирішувалася знаходженням умовного мінімуму функції відгуку для відхилень від площинності при обмеженнях, які накладаються функцією відгуку для виразу шорсткості поверхні. Для отримання вказаних функцій проведено експериментальне дослідження обробки на вертикально-фрезерному верстаті моделі 6P12 (доведеному до відповідної норми точності (H)). Заготовки розмірами $82 \times 250 \times 62$ мм зі сталі 35ХГСА, загартованої до твердості $49\text{--}53 HRC_a$, оброблялися експериментальною торцевою фрезою (рис. 7) із циліндричними ножами $\varnothing = 9,52$ мм; $H = 9,52$ мм з надтвердих матеріалів (гексаніт-Р) відповідно до патенту [36]. Для вимірювання шорсткості поверхні використовувався профілометр портативний моделі 253 ГОСТ (точність, розміри та технічні умови експлуатації профілометрів регламентовані ГОСТ 19299-73 та ГОСТ 19300-73), а для вимірювання відхилень від площинності – спеціальний площиномір [37].

У дослідженнях змінними прийняті такі чинники: швидкість різання, подача та глибина різання (табл. 2).

Таблиця 2

Чинник	Кодоване позначення	Інтервал варіювання	Рівень чинника		
			верхній (+1)	основний (0)	нижній (-1)
v – швидкість різання, м/хв.	x_1	0,2255	157	125	100
s – подача, мм/хв.	x_2	0,235	40	31,5	25
t – глибина різання, мм	x_3	0,1592	1,1	0,95	0,8

Для отримання моделей процесу обробки деталей у вигляді поліномів другого степеня реалізовано некомпозіційний план другого порядку, матриця якого представлена в таблиці 2 [37].

Проведені необхідні розрахунки за даними досліджень та отримані моделі, які характеризують залежності шорсткості та відхилень від площинності щодо чинників процесу, відповідно:

$$R_a = 4,7 \cdot 10^7 \cdot v^{(1,0504 \cdot \ln v - 10,9487)} \cdot s^{(5,9323 - 0,7824 \cdot \ln s)} \cdot t^{0,1595},$$

$$\Delta = 1,83 \cdot 10^{10} \cdot v^{(2,6486 \cdot \ln v - 16,9858)} \cdot s^{(12,0229 - 2,4901 \cdot \ln v)} \cdot t^{0,56}.$$

Умовний мінімум функції U_{Δ} при обмеженнях, які накладаються функцією U_{Ra} , знаходимо за допомогою суміщених двовимірних січень. Для цього будуються контурні криві поверхні відгуку U_{Δ} та поверхні відгуку U_{Ra} (рис. 8).

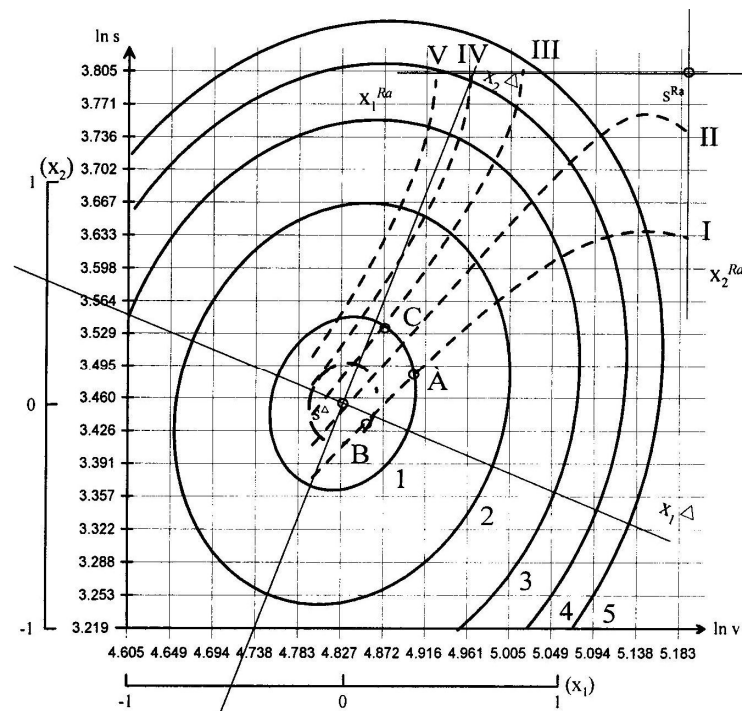


Рис. 8. Двовимірні січення поверхонь відгуків U_{Δ} та U_{Ra} при $\delta_3 = -1$ ($t = 0,8$ мм):
 криві 1, 2, 3, 4, 5 – відповідно відхилення від площинності 25, 30, 35, 40, 45 мкм;
 криві I, II, III, IV, V – відповідно шорсткість 1,2; 1,4; 1,6; 1,8; 2 мкм

За допомогою суміщених січень поверхонь відгуків U_{Δ} та U_{Ra} можна визначати режими різання, які б забезпечували задану шорсткість обробленої поверхні при мінімальному відхиленні від площинності. Так, наприклад, режими різання, які забезпечують мінімальну шорсткість обробленої поверхні при глибині різання 0,8 мм, визначаються з рисунка 8. Крива I відповідає шорсткості $R_a = 1,2$ мкм та перетинає криві 1, 2, 3, 4, 5, які відповідають відхиленням від площинності 25, 30, 35, 40, 45 мкм відповідно. З перерахованих кривих найменшому значенню відхилення від площинності відповідає крива 1, тому т. А пересічення кривих I та 1 будуть визначати режими різання, які забезпечуватимуть шорсткість 1,2 мкм при мінімальному відхиленні від площинності з рівнем 25 мкм. Координати точки А відповідають режимам різання: $v = 135$ м/хв., $s = 33$ мм/хв. Якщо побудувати додаткову криву відгуку,

задаючись значенням відхилення від площинності $\Delta = 25,9$ мкм (крива позначена штрих-пунктирною лінією), то крива I перетинає її в точці B, координати якої відповідають режимам різання: $v = 128$ м/хв., $s = 31$ мм/хв. Якщо задана шорсткість становить 1,6 мкм – крива III, то режими різання, що будуть забезпечувати отримання мінімального відхилення від площинності, визначаються координатами точки C: $v = 130$ м/хв., $s = 34$ мм/хв.

Аналогічно були побудовані контурні криві поверхонь відгуків U_{Δ} та U_{Ra} при $x_3 = 0$, $x_3 = 1$. Так, наприклад, при глибині різання 0,95 мм координати т. A відповідають режимам різання: $v = 144$ м/хв., $s = 34$ мм/хв., т. B: $v = 128$ м/хв., $s = 30$ мм/хв., т. C: $v = 140$ м/хв., $s = 36$ мм/хв., а при глибині різання 1,1 мм – координати т. A відповідають режимам різання: $v = 151$ м/хв., $s = 35$ мм/хв., т. B: $v = 132$ м/хв., $s = 31$ мм/хв., т. C: $v = 146$ м/хв., $s = 38$ мм/хв.

Таким чином, при глибині різання 0,8 мм режими різання, які б забезпечували задану шорсткість обробленої поверхні при мінімальному відхиленні від площинності, – $v = 125-135$ м/хв., $s = 31-34$ мм/хв. При глибині різання 0,95 мм – $v = 125-144$ м/хв., $s = 30-36$ мм/хв., а при глибині різання 1,1 мм – $v = 125-151$ м/хв., $s = 31-38$ мм/хв.

Висновки. Таким чином, використання торцевої фрези [36] дозволяє вдосконалити процес торцевого фрезерування плоских поверхонь деталей з ВОР, зокрема з загартованих сталей, стосовно підвищення продуктивності та покращання показників якості.

У роботі шляхом фізичного моделювання процесу торцевого фрезерування встановлено, що обробка ТФ з безвершинними ножами з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями характеризується найменшими силами різання.

Розроблено та проаналізовано прогресивні східчасті схеми різання ТФ з даними ножами, які розташовані на тородальному корпусі, та реалізовано їх у конструкції ТФ.

У результаті проведених досліджень встановлено, що впровадження ТФ [36] призводить до підвищення продуктивності в 2,9 раза, порівняно з обробкою шліфуванням, та покращання показників якості (мінімальні шорсткість $R_a = 1,2$ мкм та відхилення від площинності $\Delta = 25$ мкм). Результати були отримані завдяки оптимізації режимів різання розробленою ТФ, оснащеною пластинами з гексаніту-Р при обробці заготовок із загартованої сталі 35ХГСА за критеріями шорсткості обробленої поверхні та відхиленнь від площинності.

ЛІТЕРАТУРА:

1. Режимы резания труднообрабатываемых материалов : справочник / Я.Л. Гуревич, М.В. Горохов, В.И. Захаров и др. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1976. – 176 с.
2. Режимы резания труднообрабатываемых материалов : справочник / Я.Л. Гуревич, М.В. Горохов, В.И. Захаров и др. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1986. – 240 с.
3. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов : учеб. пособие / В.Н. Подураев. – М. : Высшая школа, 1974. – 587 с.
4. Резание труднообрабатываемых материалов / под ред. проф. П.Г. Петрухи. – М. : Машиностроение, 1972. – 175 с.
5. Подпоркин В.Г. Фрезерование труднообрабатываемых материалов / В.Г. Подпоркин, Л.Н. Бердников. – Л. : Машиностроение, 1972. – 112 с.
6. Подпоркин В.Г. Фрезерование труднообрабатываемых материалов / В.Г. Подпоркин, Л.Н. Бердников. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд., 1983. – 136 с.
7. Обработка резанием высокопрочных, коррозионностойких и жаропрочных сталей / под ред. П.Г. Петрухи. – М. : Машиностроение, 1980. – 167 с.
8. Основы теории и практики фрезерования материалов / Е.Н. Сенькин и др. – Библиотечка фрезеровщика. – Вып. 2. – Л. : Машиностроение. Ленингр. отд., 1989. – 103 с.
9. Васильев Д.Т. Динамическое изменение основных параметров при фрезеровании / Д.Т. Васильев // Фрезы : сборник докладов Всесоюзного совещания ; под ред. М.Н. Ларина и К.Ф. Романова. – М., 1968. – С. 438–443.
10. Андреев Г.С. Удар при прерывистом резании металлов / Г.С. Андреев // Вестник машиностроения. – 1971. – № 3. – С. 65–68.
11. Бер А. Влияние радиального биения на износ зубьев торцевых фрез / А.Бер, Д.Фельдман. – «СІРР Апп.», 1977. – 26, № 1. – С. 1–4.
12. Шохов И.С. Влияние биения зубьев фрез на процесс фрезерования жаропрочных сталей и сплавов / И.С. Шохов. – М. : ГИОП, 1955. – 59 с.

13. *Крепак А.С.* Влияние биения и колебаний фрез на их стойкость / *А.С. Крепак* // Резание и инструмент. – Харьков : Республ. междуведом. научно-тех., 1980. – № 24. – С. 124–127.
14. Лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов : справочник / *Н.П. Винников, А.И. Грабченко, Э.И. Гриценко* и др. ; под общ. ред. акад. АН УССР *Н.В. Новикова*. – К. : Техніка, 1988. – 118 с.
15. *Гургаль В.И.* Инструмент из сверхтвердых материалов и его применение : справочник / *В.И. Гургаль, В.А. Манжар*. – Львов : Каменяр, 1984. – 234 с.
16. *Филиппов Г.В.* Режущий инструмент / *Г.В. Филиппов*. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд., 1981. – С. 188.
17. *Левина З.М.* Контактная жесткость машин / *З.М. Левина, Д.Н. Решетов*. – М. : Машиностроение, 1971. – 264 с.
18. *Сенькин Е.Н.* Конструкции и эксплуатация фрез, оснащенных композитами / *Е.Н. Сенькин, Г.В. Филиппов, А.В. Колядин*. – Л. : Машиностроение. Ленингр. отд., 1988. – С. 34–37.
19. *Виговський Г.М.* Процес різання торцевими ступінчастими фрезами з косокутною геометрією різальних частин, що оснащені надтвердими матеріалами (НТМ) / *Г.М. Виговський, М.М. Мельничук* // Вісник ЖІТІ. – 1998. – № 7 / Технічні науки. – С. 73–81.
20. *Лищинский Н.Я.* Новые конструкции торцовых ступенчатых фрез с резами из сверхтвердых материалов / *Н.Я. Лищинский* // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 3. – С. 28–30.
21. *Андреев В.Н.* Конструкция и эксплуатация ступенчатых фрез с механическим креплением многогранных твердосплавных пластинок / *В.Н. Андреев, С.С. Тамбовцев* // Фрезы : сборник докладов Всесоюзного совещания по фрезам. – М. : ВНИИ, 1968. – С. 69–74.
22. *Зорев Н.Н.* Обработка стали твердосплавным инструментом в условиях прерывистого резания с большими сечениями среза / *Н.Н. Зорев* // Вестник машиностроения. – 1963. – № 2. – С. 62–66.
23. *Глембоцька Л.Є.* Схеми різання при обробці торцевими фрезами плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів / *Л.Є. Глембоцька, П.П. Мельничук* // Вісник ЖДТУ. – 2006. – № 3(38) / Технічні науки. – С. 3–10.
24. *Петросян Г.М.* Силы при фрезеровании торцовой фрезой с цилиндрическими передними поверхностями режущих элементов / *Г.М. Петросян, Чинь Минь Ты* // Чистовая обработка деталей машин. – Вып. 2. – Саратов, 1976. – С. 9–15.
25. *Петросян Г.М.* Особенности износа фрезы с цилиндрическими передними поверхностями при чистовом фрезеровании / *Г.М. Петросян, Чинь Минь Ты* // Технол. и организ. произв-ва : научн. произв. сб. – 1977. – С. 23–25.
26. *Резников А.Н.* Резцы с цилиндрической передней поверхностью / *А.Н. Резников, И.Я. Козин* // Станки и инструмент. – 1968. – № 12. – С. 24–25.
27. *Козин И.Я.* Геометрия резцов с цилиндрической передней поверхностью / *И.Я. Козин, В.И. Кирибаум, И.Я. Заславский* // Известия ВУЗов. – 1969. – № 3. – С. 155–160.
28. Режущие инструменты с полыми коническими хвостовиками. HSK–Schnitt–und Trennstelle // Masch. – Anlag.+Verfahr. – 1995. – № 3. – С. 46.
29. Режущие инструменты с полым коническим хвостовиком. Hohlschaftkegel // Werkstatt und Betr. – 1998. – 131. – № 7–8. – С. 736.
30. Хвостовики вращающихся режущих инструментов. HSK or CAT which tool holding solution is best? // Mod. Appl. News. – 2001. – 35. – № 2. – С. 20–23.
31. *Grossmann Gunter.* Влияние усилия затяжки инструмента в шпинделе станка на процесс резания // Schweiz. Maschinenmarkt. – 1989. – 89. – № 3. – С. 38–39, 41, 43.
32. *Мельничук П.П.* Моделювання силових залежностей при торцевому фрезеруванні / *П.П. Мельничук, Л.Є. Глембоцька* // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – Тернопіль, 2008. – № 3. – С. 78–87.
33. *Спиридонов А.А.* Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов / *А.А. Спиридонов*. – М. : Машиностроение, 1981. – 184 с.
34. *Душинский В.В.* Оптимизация технологических процессов в машиностроении / *В.В. Душинский, Е.С. Пуховский, С.Г. Радченко* ; под общ. ред. *Г.Э. Таурита*. – К. : Техніка, 1977. – 176 с.
35. *Глембоцька Л.Є.* Особливості конструкції торцевої фрези для обробки плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів / *Л.Є. Глембоцька, П.П. Мельничук* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2007. – Вип. 21. – С. 58–68.
36. Різальний інструмент : пат. 78120 Україна : МПК(2007) B23C5/02, B23C5/16 / *Л.Є. Глембоцька*. – № а 200504170, заявл. 29.04.2005; опубл. 15.02.2007, Бюл. № 2.

37. Глембоцька Л.Є. Оптимізація режимів різання при торцевому фрезеруванні плоских поверхонь деталей з важкооброблюваних матеріалів / Л.Є. Глембоцька, П.П. Мельничук, В.О. Чертицький // Вісник ЖДТУ. – 2009. – № 3(38) / Технічні науки. – С. 3–10.
38. Hommel V. Фрезерование закаленных стали и чугуна с помощью композита 10 / V.Hommel, P.Zimmermann // Fertigungstechn. und Betr. – 1981, 31. – № 3. – С. 141–144.
39. Лицинский Н.Я. Новые конструкции торцовых ступенчатых фрез с резцами из сверхтвердых материалов / Н.Я. Лицинский // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 3. – С. 28–30.

ГЛЕМБОЦЬКА Лариса Євгенівна – провідний інженер, асистент кафедри технології машинобудування і конструювання технічних систем Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- проектування різальних інструментів;
- технологія машинобудування.

МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович – доктор технічних наук, професор, ректор Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- дослідження у галузі механіки руйнування;
- технологія машинобудування.

Подано 16.04.2010

Глембоцька Л.Є., Мельничук П.П. Вдосконалення процесу торцевого фрезерування загартованих сталей: проблеми, пропозиції, обґрунтування

Глембоцкая Л.Е., Мельничук П.П. Усовершенствование процесса торцевого фрезерования закаленных сталей: проблемы, предложения, обоснование

Glembotskaya L.E., Melnychuk P.P. Improvement of the process of face milling of hardened steels: problem, proposal, substantiation

УДК 621.914

Усовершенствование процесса торцевого фрезерования закаленных сталей: проблемы, предложения, обоснование / Л.Е. Глембоцкая, П.П. Мельничук

При обработке труднообрабатываемых материалов, в том числе закаленных сталей, возникают проблемы, которые негативно отражаются на стойкости инструментов, производительности обработки и на показателях качества обработки. Частично эти вопросы решены, но, вместе с тем, в случае обработки на высоких режимах резания, при повышении производительности обработки с обеспечением улучшенных показателей качества они остаются проблемными. Поэтому в статье раскрыты технологические подходы, предложены новые конструкции инструментов – торцевых фрез и приведены основные результаты исследований обработки деталей из закаленных сталей.

УДК 621.914

Improvement of the process of face milling of hardened steels: problem, proposal, substantiation / L.E. Glembotskaya, P.P. Melnychuk

With the treatment of the hard-to-work materials, including hardened steels, appear the problems, which negatively are reflected before the durability of tools, productivity of treatment and before the indices of quality of treatment. Partially these questions are resolved, but, at the same time, in the case of working before the high regimes of cutting, with an increase in the productivity of working with the guarantee of the improved qualitative indexes they remain problematic. Therefore in the article technological approaches are opened, are proposed the new constructions of tools - milling cutters and the basic results of studies of processing components through hardened steels are given.