

УДК 621.9.048

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ГЕОМЕТРІЇ КУТІВ УТВОРЮЮЧИХ КОАКСІАЛЬНОГО СОПЛА НА ПРОДУКТИВНІСТЬ ПРОЦЕСУ ЛАЗЕРНОГО СПЛАВЛЕННЯ ПОРОШКОВОЇ КОМПОЗИЦІЇ

Кондрашев П.В.

КПІ ім. Ігоря Сікорського, м. Київ, Україна

Анотація: Технологія лазерного прототипування, яка базується на процесі лазерного сплавлення порошкової композиції, в сучасному світі отримала широке застосування в різноманітних галузях промисловості. Це пов'язано рядом переваг цієї технології в порівнянні з традиційними технологічними процесами. Перш за все використання в якості інструменту сфокусованого лазерного променя дає можливість створювати вироби не тільки з металевих, а й з керамічних матеріалів, також в значній мірі економиться витрата машинного часу на виготовлення виробу, відсутні механічні напруження які присутні при використанні різальних інструментів та інші фактори. Тому не зважаючи на різючі успіхи в області розвитку сучасних технологічних процесів швидкого виготовлення деталей, з застосуванням лазерної технології, перед розробниками стоять питання підвищення продуктивності та якості виробів, виготовлених за допомогою швидкого прототипування.

Ключові слова: лазерне прототипування, критерій Кохрена, функція відгуку, t -критерій Ст'юдента

Методика проведення дослідження продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкової композиції. Аналіз апріорної інформації [1-5] показав наявність великої кількості технологічних факторів з різним ступенем статистичної значимості кожного з них на процес лазерного сплавлення порошкової композиції. Серед основних технологічних факторів найбільш суттєвий вплив на процес лазерного сплавлення порошкової композиції є: масова витрата порошку, геометрична конфігурація засобу доставки порошкової композиції в зону лазерної обробки, швидкість переміщення підкладки. Для дослідження продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкової композиції ПГСР-3 був обраний симетричний квазі- D -оптимальний план Пісочинського для 3-х технологічних факторів, що має хороші статистичні характеристики та реалізується рівнянням регресії другого порядку [6].

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{i=k} b_i x_i + \sum_{i < j}^{i=k} b_{ij} x_i x_j + \sum_{ii=1}^{i=k} b_{ii} x_i^2 \quad (1)$$

де k -кількість технологічних факторів; b_0 , b_i , b_{ij} , b_{ii} -коефіцієнти рівняння регресії; i , j -індекси.

В якості функції відгуку була використана продуктивність процесу лазерного сплавлення порошкової композиції (T). В якості технологічних факторів впливу на продуктивність процесу лазерного сплавлення порошку (визначених раніше), за умови стабілізації факторів діаметра лазерного променя, щільності та потужності лазерного випромінювання були використані масова витрата порошку (x_1), швидкість переміщення підкладки (x_2), геометрія кутів утворюючих сопла (x_3). Коефіцієнти рівняння регресії b_0 , b_i , b_{ij} , b_{ii} -моделі **Ошибка! Источник ссылки не найден.** розраховувалися за допомогою спеціалізованого програмного забезпечення з використанням математичного апарату лінійної алгебри [6], залежність (2). Формування матриці умов експерименту X для 3-х незалежних змінних (x_1 , x_2 , x_3), проводилося з використанням так званих множинностей повно факторного експерименту 22 [6]. Варіювання технологічних факторів проводилося на трьох рівнях (мінімум, центр, максимум). Розрахунок коефіцієнтів рівняння регресії, побудова математичної моделі продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу та перевірка адекватності рівняння регресії проводилися за наступним алгоритмом.

Однорідність ряду строкових дисперсій було перевірено за критерієм Кохрена залежність (1) [6].

$$G^{розр.} = \frac{S_{y_{MAX}}^2}{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2} \quad (1)$$

де $G^{розр.}$ -розрахункове значення критерію Кохрена; $S_{y_{MAX}}^2$ -максимальне значення функції відгуку в строчці; S_y^2 -значення строкової дисперсії; N -кількість дослідів.

Дисперсію дослідів визначали за формулою (2) [6].

$$S_y^2 = \frac{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2}{N} \quad (2)$$

Розрахунок коефіцієнтів рівняння регресії проводився за формулою (3) [6].

$$B = (X^T X)^{-1} (X^T Y) \quad (3)$$

де X -матриця умов експерименту; Y -функція відгуку.

Розрахунок дисперсії коефіцієнтів рівняння регресії залежність (4).

$$S_{b_i}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{u=1}^N x_{iu}^2} \quad (4)$$

Розрахунок інтервалів довіряння проводився за формулою (5).

$$\Delta_{b_i} = t S_{b_i} \quad (5)$$

де t -критерій Ст'юдента [6].

Перевірка гіпотези стосовно адекватності отриманої математичної моделі продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу, проводилася з використанням критерію Фішера F [6]. Достовірність результатів експерименту за даним критерієм відповідає 5%-й похибці (6).

$$F^{розр.} \leq F^{табл.} \quad (6)$$

де $F^{розр.}$ -розрахункове значення критерію Фішера [6];

$F^{табл.}$ -таблицне значення критерію Фішера [6].

Рівні варіювання технологічних факторів (x_i) були визначені експериментально (табл.).

Таблица

Рівні варіювання технологічних факторів

Рівні варіювання технологічних факторів	Незалежні змінні		
	x_1	x_2	x_3
Розмірність	г/с	мм/с	град.
Основний рівень	0,3	2,0	40
Інтервал варіювання	0,1	1,0	10
Верхній рівень	0,4	3,0	50
Нижній рівень	0,2	1,0	30

Проведена статистична обробка результатів експериментальних досліджень показала, що абсолютні значення коефіцієнтів $b_1, b_2, b_{12}, b_{13}, b_{23}$ менше їхніх інтервалів довіряння, отже ці коефіцієнти слід визнати статистично не значимими. Причому вилучення цих коефіцієнтів з математичної моделі не потребує перерахунку решти коефіцієнтів рівняння регресії, оскільки b_i, b_{ij} не мають кореляції з іншими коефіцієнтами рівняння. Перевірка адекватності моделі продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу (T) показала, що статистична гіпотеза про адекватність підтвердилася, рівняння регресії адекватне т.я., виконується умова (7). Для детального аналізу ступеню статистичної значимості кожного з

технологічних факторів на продуктивність процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу ПГСП-3 була побудована рангова діаграма (рис. 1, а).

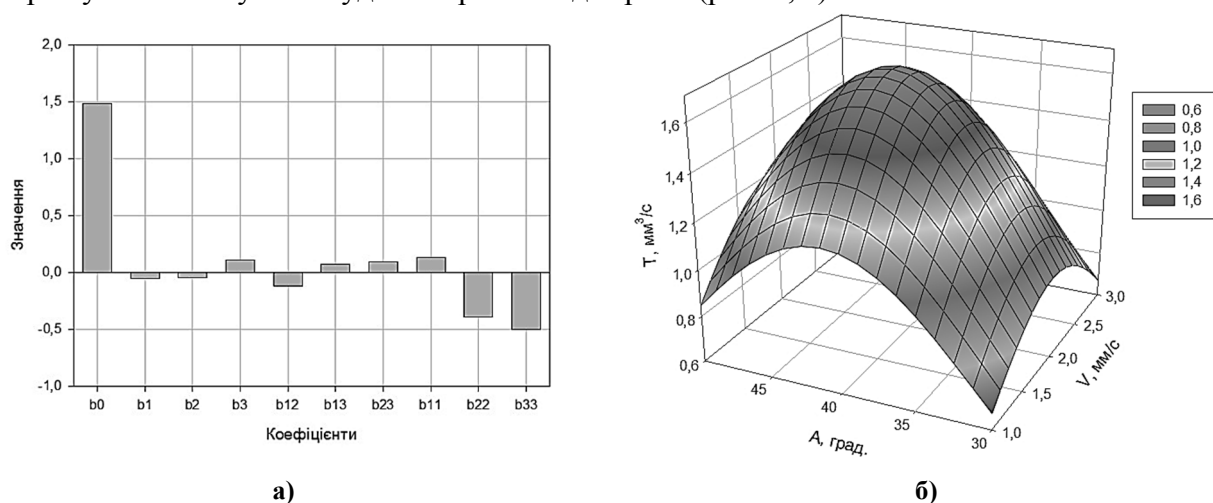


Рис. 1. Рангова діаграма статистичної значимості технологічних факторів на функцію відгуку (T) (а) та залежність продуктивності сплавленого компонента (T) від геометрії кутів утворюючих сопла (A) для різних значень швидкості переміщення підкладки (V) з масовою витратою порошку 0,2 г/с.

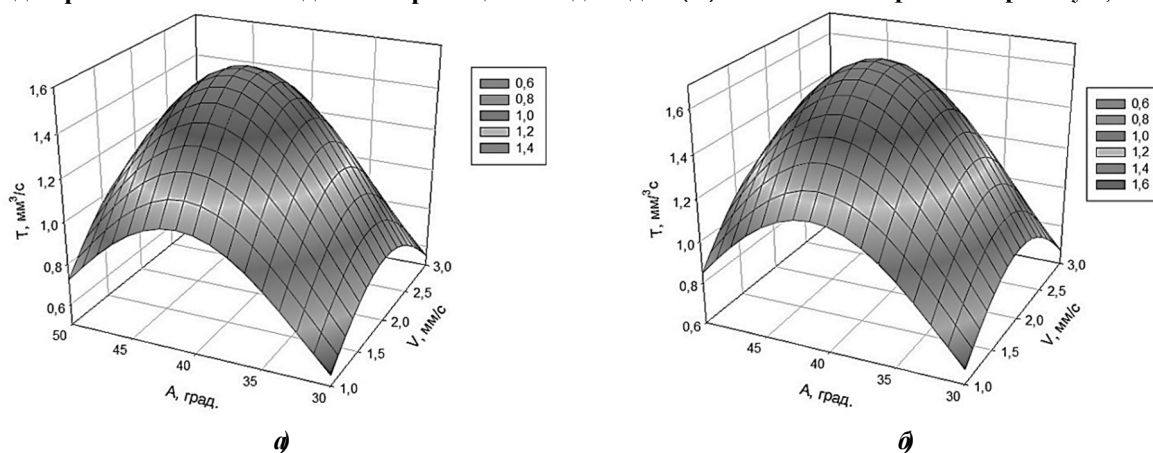


Рис. 2. Залежність продуктивності (T) від геометрії кутів утворюючих сопла (A) для різних значень швидкості переміщення підкладки (V): а)-масова витрата порошку 0,3 г/с, б)-масова витрата порошку 0,4 г/с.

Висновки

1. Отримано математичну модель продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкової композиції ПГСП-3, яка в подальшому може використовуватися в якості розрахунку керованих впливів спрямованих на підвищення продуктивності процесу лазерного сплавлення порошку.

2. Підтверджено адекватність теоретичних розрахунків і можливість використання математичних моделей процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу при реалізації технології швидкого виготовлення виробів.

Список літератури:

1. Alimardani M. ON THE 3D MODELING OF GEOMETRICAL FORMATION IN LASER SOLID FREEFORM FABRICATION PROCESS [Електронний ресурс]: Proceedings of International Congress «ICALEO'2006», Scottsdale, USA, Oct. 2006, LIA.-1 електрон. опт. диск (CD-ROM).-Систем. вимоги: Pentium; 32 Mb RAM; Windows 95, 98, 2000, XP.-Назва з контейнера.
2. Pinkerton A.J. A Comparative Study of Multiple Layer Laser Deposition using Water and Gas Atomised 316L Stainless Steel Powders [Електронний ресурс]: Proceedings of International Congress "ICALEO'2002", Scottsdale, USA, Oct. 2002, LIA.-1 електрон. опт. диск (CD-ROM).-Систем. вимоги: Pentium; 32 Mb RAM; Windows 95, 98, 2000, XP.-Назва з контейнера.

3. *Pinkerton A.J. A VERIFIED MODEL OF LASER DIRECT METAL DEPOSITION USING AN ANALYTICAL ENTHALPY BALANCE METHOD* [Електронний ресурс]: Proceedings of International Congress "ICALEO'2007", Orlando, USA, Oct. 2007, LIA.-1 електрон. опт. диск (CD-ROM).-Систем. вимоги: Pentium; 32 Mb RAM; Windows 95, 98, 2000, XP.-Назва з контейнера.
 4. *Кондрашев П.В. Моделирование газодинамики порошковой струи при реализации технологии «RAPID PROTOTYPING»* [Текст] / П.В. Кондрашев.-Восточно-Европейский журнал передовых технологий, 5/7 (65), 2013р.-с. 4-10.
 5. *Кондрашев П.В. Дослідження продуктивності процесу лазерного сплавлення порошкового матеріалу методом математичної статистики* [Текст] / П.В. Кондрашев.-Збірник наукових праць «Технологія і техніка друкарства», №3 (41), 2013р.-с. 52-61.
 6. *Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов* [Текст] / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов.-М.: Наука, 1980.-304с.
-

УДК 621.14.455

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВІДПОВІДАЛЬНИХ ВИРОБІВ, ОТРИМАНИХ ЗАСОБАМИ 3-Д ДРУКУ ІЗ КОНСТРУКЦІЙНИХ ПОЛІМЕРНИХ АРМОВАНИХ МАТЕРІАЛІВ

Самусенко¹ О.А., Титаренко² О.М., Орел² В.М., Саленко² О.Ф.

1 - ДП «КБ «Південне»

2 - Кременчуцький національний університет ім. М. Остроградського

Технології 3-D друку нині знаходять все більш широке застосування в інженерній практиці, поступово переходячи з розряду специфічних модельних засобів реалізації твердо тільних моделей деталей до безпосередньо процесів відтворення готових конструкційних виробів. Цьому сприяє розробка нових видів матеріалів для адитивних технологій, які володіють більшою міцністю, твердістю, рядом інших специфічних особливостей, а також поява на ринках нових видів друкувальних пристроїв. Якщо раніше зазвичай технології FDM реалізовувалися досить відомими принтерами початкового класу типу «Макетбот», призначеними для створення переважно невеликих заготовок (розмірами до 150x150x200 мм) із пластиків типу PLA, ABS з роздільною здатністю 0,1 мм та товщиною шару до 0,25-0,35 мм [1], то нині активні зусилля дослідників засобів друку дозволили ряду провідних компаній запропонувати принципово нові принтери, що мають роздільну здатність до 0,05 мм при товщині шару викладки до 0,1 мм, а використання поліефір-ефіркетонів (PEEK-матеріалів) дозволяє отримувати межу міцності виробу до 90 МПа, і приблизно до 120-150 МПа при армуванні скляними або вуглецевими волокнами. Такі показники роблять можливим використання даних засобів для виготовлення відповідальних і точних деталей, у тому числі, в аерокосмічній галузі.

У той же час питання раціональних умов друку та встановлення складних деталей для відтворення їх на робочому столі вивчені недостатньо, що досить часто призводить до значних ускладнень в процесі друку, появи надлишкової кількості браку, перевитрат матеріалу та часу на виготовлення деталі.

Отже, виявлення умов раціонального формування відповідальних деталей засобами є актуальною науково-технічною задачею, вирішення якої дозволить розширити межі використання адитивних технологій у високотехнологічних галузях.

В даній роботі розглядаються результати друку виробів простих геометричних форм із PLA пластику, армованого рубленим карбоновим волокном, мікрофотографія якого подана на рис. 1.

Особливістю друку карбоновмісними матеріалами є те, що, незважаючи на достатню високу міцність самого матеріалу, надруковані вироби виявляються досить чутливими до технологічних режимів друку та способів викладки шарів на робочому столі. При цьому було встановлено, що процес характеризується досить низькою надійністю.

Так, на основі серії досліджень, виконаних нами під час відпрацювання технології виготовлення комплекту зразків для виробів під вакуумування, нами систематизовані та проаналізовані відмови процесу та види отриманого браку. Встановлено, що псування заготовки або унеможливлення процесу виникає внаслідок наступного:

- відмова датчиків температури та, як наслідок, припинення екструзії (P₁);
- заклинювання нитки на катушці(P₂);
- вихід з ладу нагрівального елемента(P₃);
- механічне защемлення філаменту внаслідок його скручування або спадання петель на опору(P₄);
- відривання (повне або часткове) площадки адгезії(P₅);
- зрушення механічної ланки та зміна координат точки прив'язки екструдера(P₆);
- перегрів драйверів крокових двигунів та втрата точки прив'язки до системи координат(P₇);
- відімкнення електроенергії(P₈);
- мережеві перешкоди(P₉);
- оновлення програмних засобів при роботі із підімкненим ПЕОМ(P₁₀);
- дефекти філаменту та його обривання(P₁₁);
- утворення пробки в екструдері внаслідок перекалювання або недогріву хот-енду(P₁₂);
- неоекструзія (внаслідок зміни умов друку)(P₁₃);
- температурний вплив зовнішнього середовища(P₁₄);
- зношування сопла понад критичний розмір(P₁₅).

Причини виникнення відмов мають різну природу. Частина з них має раптовий прояв (наприклад, вихід із ладу резистивних датчиків температури, вимкнення електрики тощо), частина – поступовий (збільшення отвору сопла для екструзії, відшарування моделі з робочого столу). Однак для встановлення закономірностей настання тих чи інших відмов необхідно опрацювати отриманий масив даних щодо прояву відмов, які можуть бути усунені або нивільовані відповідними технічними засобами.

Таким чином, із вироблених моделей відповідність нормам точності (по 9-12 квалітету для розмірів 25,0...240,0 мм) та за параметром шорсткості поверхні за Ra 6,3 мкм) мали 52%, що на етапі відпрацювання моделей і процесів є задовільним показником.

У подальшому, відсоток виходу годних параметрів мав тенденцію до зростання. Частість настання відмов за причинами P₁ - P₁₅ відображено діаграмою рис 2. Із представлених

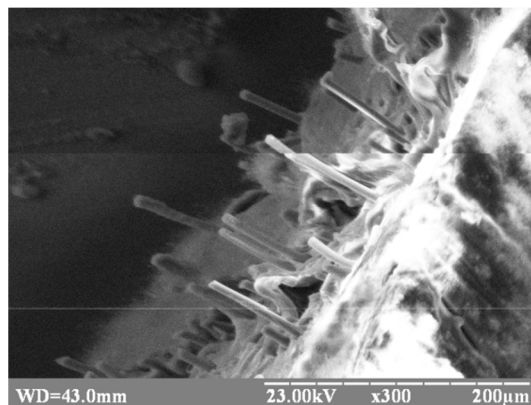


Рис. 1. Пластик, армований вуглецевим рубленим волокном, орієнтованим спеціальними засобами у розплаві перед екструзією

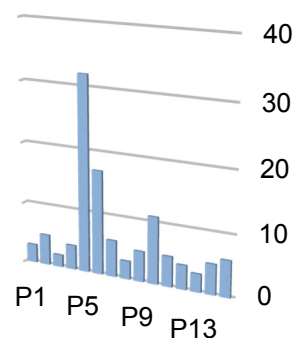


Рис. 2. Порівняльна діаграма частоти відмов процесу 3-D друку

результатів стає очевидним, що максимальна кількість порушень нормального ходу процесу пов'язане із порушенням адгезії на площадці початкового формування виробу.

Проблема початкового фіксування моделі при виготовленні була і залишається однією із найбільш актуальних[2]. Зазвичай навіть неповне відшарування початкових укладок моделі призводить до похибок форми, і, як правило, завершується вибраковкою деталі. Саме тому вибір засобів початкової фіксації об'єктів є основою для надійного відтворення особливо деталей, що вимагають значного часу для прототипування.

Стабільність електропостачання та відсутність мережних перешкод і збурень також безпосередньо впливають на якість і надійність друку. Нами встановлено, що досить часто саме збурення мережі, а також різкий перепад напруги може викликати певні порушення ходу процесу друку і призвести до пропуску кроків приводних двигунів.

Іншим важливим висновком є висновок про неможливість простого копіювання форми виробів із металу засобами 3-Друку. Оскільки укладання матеріалу є досить складним термічним процесом, що залежить від багатьох факторів, готовий виріб може мати значні термічні залишкові напруження. Впливає на такі напруження і кількість екструдованого пластику, і відхилення навіть у долю відсотка при друкуванні виробів вагою понад 50 г може призводити до значних незворотних деформацій виробу. Як наслідок, виріб відшаровується від основи і нормальний хід технологічного процесу порушується. Відшарування веде не тільки до дефектів форми, а і до зміни умов виклала дання, отже, міцність починає значно знижуватися, а готовий виріб має меншу щільність.

Нами показано, що подібні дефекти усуваються введенням спеціальних баластних елементів, які після оброблення механічно видаляються.

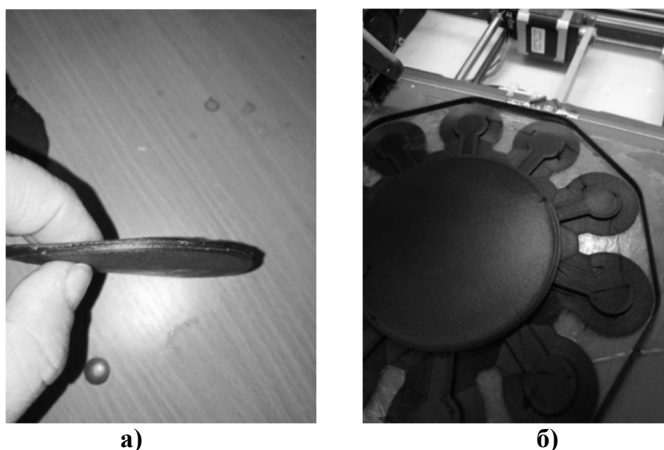


Рис. 3. Деформована пласка деталь (а), отримана без засобів компенсації напружень (100% заповнення) та годна деталь із компенсуючи ми елементами на столі принтеру (б)

Таким чином, забезпечення фізико-механічних властивостей відповідальних виробів, отриманих засобами 3-Д друку із конструкційних полімерних армованих матеріалів вбачається у розробці системи прийомів і методів укладання пластику традиційними екструзійними головками, що охоплюють питання визначення форми виробу, наявності компенсаторів та вибору відповідного пластику.

Список літератури:

1. *Енциклопедія 3D-печати* [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://3dtoday.ru/wiki/3D_print/
2. Щетинін В.Т., Орел В.М., Ченчева О.О., Павлюченко А.П. Про доцільність використання засобів 3D друку для підвищення точності статичних і динамічних досліджень важільно-оберткових механізмів // Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського. – Вип. 1/2015(90). Частина 2.

УДК 621.763-233.3

ЕКСПЕРЕМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ МІЦНОСТІ РОЗ'ЄМНОГО З'ЄДНАННЯ В ДЕТАЛЯХ З АКМ

Некрасов С.С., Довгополов А. Ю.

Сумський державний університет

Анотація: З метою дослідження міцності, запропонованого роз'ємного з'єднання для деталей з армованих композиційних матеріалів (АКМ), були проведені дослідження зі зміною основних параметрів що найбільше впливають на працездатність з'єднання. Для запропонованого з'єднання, круглої різьби з великим кроком, змінювалися такі основні параметри як крок різьби p та глибина профілю різьби t . Отримані значення сили, дозволили встановити, що запропоноване роз'ємне з'єднання за характеристиками міцності, при всіх встановлених параметрах наближається, за показниками міцності, до з'єднання з аналогічними параметрами виконаному в металі. За рахунок виконання повного факторного експерименту за класичною схемою його виконання, були встановлені основні параметри при яких показники міцності будуть найкращими, для нашого випадку значення кроку різьби складатиме $p = 4$ мм, а значення глибини профілю різьби $t = 1.76$ мм.

Ключові слова: армовані композиційні матеріали (АКМ); роз'ємні з'єднання; напруження; міцність; кругла різьба.

Останнім часом, питанням дослідження міцності конструкцій з композиційних матеріалів в Україні та в усьому світі, приділяється досить значна увага. Для з'єднання деталей з композиційних матеріалів в основному використовуються нероз'ємні з'єднання, такі як клейові та заклепкові, оскільки досить складно отримати роз'ємне з'єднання яке б задовольняло необхідним показникам міцності для даних матеріалів [1]. У випадку з різьбовими з'єднаннями АКМ (армованих композиційних матеріалів), все набагато складніше, оскільки, композити мають анізотропні властивості, то класичні різьби такі як метрична, дюймова не задовольняють показниками міцності для роз'ємних з'єднань, адже завдяки наявності гострих концентраторів напруг, вони не витримують необхідного навантаження. Саме тому потрібна зовсім інша геометрія профілю роз'ємного з'єднання, щоб уникнути низьких показників міцності, та не допустити виникнення гострих концентраторів напруг в роз'ємному різьбовому з'єднанні.

Авторами описана проблема була вирішена, наступним чином, оскільки не допускається гострих концентраторів напруг, була виготовлена кругла різьба з великим кроком. Профіль такої різьби із зазначенням параметрів профілю представлений на рис. 1.

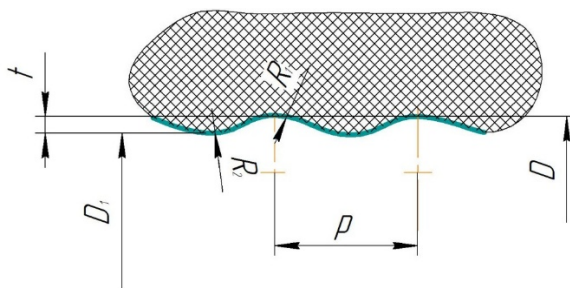


Рис. 1. Профіль різьби із зазначенням параметрів

Як відомо, армовані композити, краще обробляти гостро заточеним різцем. Саме з урахуванням даної особливості, за основу технології виготовлення круглої різьби, був взятий раніше розроблений спосіб обробки методом огинання, оскільки лише в цьому методі геометрія інструмента не впливає на формування профілю різьби [2]. Перевагою такого способу також є те що, обробка різьбової поверхні відбувається за один прохід що зменшує час обробки, а отже і час контакту ріжучої кромки з АКМ також зменшується, що позитивно

впливає на сам процес різання та не допускає миттєвого зростання температур та зносу ріжучої кромки. Більш детально дана технологія обробки описана в [1].

Практична перевірка міцності запропонованого з'єднання відбувалася виконанням повного факторного експерименту за класичною схемою його виконання. В нашому випадку побудова матриці повного факторного експерименту була реалізована на двох рівнях по двом факторах, оскільки в процесі експерименту змінювалися основні параметри круглої різьби такі як: p – крок різьби, та t – глибина профілю різьби. Таким чином була реалізована матриця типу 2^2 . Зовнішня різьба виготовлялась на металевих вставках (рисунок 2а), також раніше відомим способом [3], а внутрішня в склопластиковій пластині армованій в двох взаємно перпендикулярних напрямках (рисунок 2б). Різьби із зазначеними параметрами, для кожного випадку виконувалось в кількості по 5 різьб.

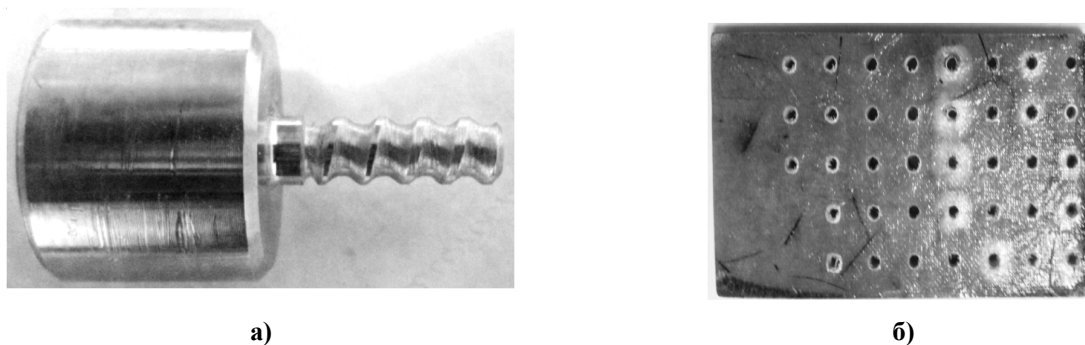


Рис. 2. Складові частини експерименту:

а – металева вставка з круглою зовнішньою різьбою; б – склопластикова пластинка з виконаною в ній круглою внутрішньою різьбою.

В таблиці 1 представлено кодування факторів які в нашому випадку змінювалися.

Таблиця 1

Кодування факторів

Фактори що змінюються	Позначення	Межі варіювання	Кодове позначення	Нижній рівень	Верхній рівень	Нульовий рівень
Глибина профілю різьби	t	0.5 – 1.0	x ₁	0.5	1.0	0.75
Крок різьби	p	1.0 – 4.0	x ₂	1.0	4.0	3.0

Умова яка обов'язково повинна виконуватися в процесі реалізації зазначеного експерименту

$$0.5 \leq x_1 \leq 1.0$$

$$1.0 \leq x_2 \leq 4.0$$

Матриця планування експерименту типу 2^2 , представлена в таблиці 2

Таблиця 2

Матриця планування експерименту типу 2^2

№ експ.	x ₁	x ₂	t	p
1	+	+	1	4
2	+	-	1	1
3	-	+	0.5	4
4	-	-	0.5	1
5	0	0	0.75	2.5

Дослідження міцності запропонованого роз'ємного з'єднання відбувалося на універсальній розривній машині Р20, фото експерименту представлено на рисунку 3. В таблиці 3 представлені значення параметрів що змінювалися та отримане значення сили для кожного із зазначених випадків.

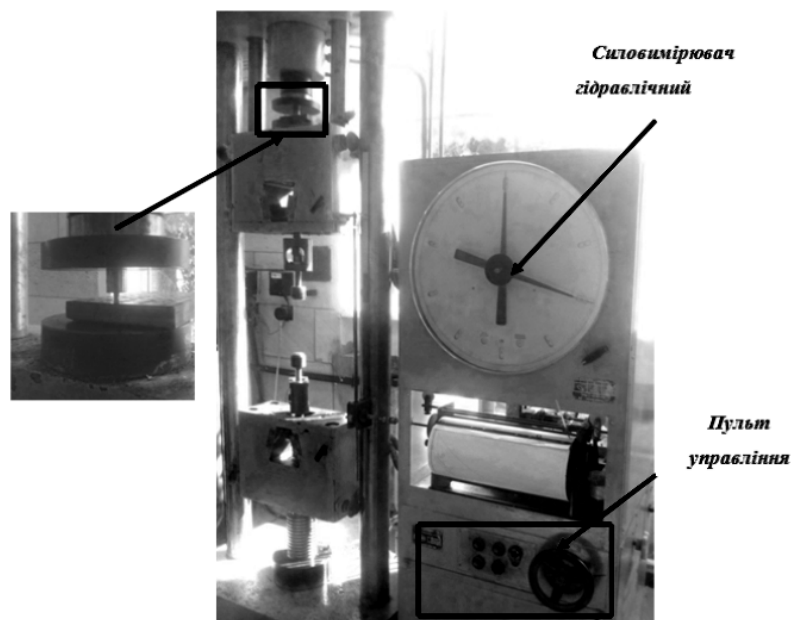


Рис. 3. Фото експерименту з дослідження міцності різбового з'єднання

Таблиця 3

Параметри та отримані значення сили для кожного випадку

№	t	p	F ₁ ,кН	F ₂ ,кН	F ₃ , кН	F ₄ , кН	F ₅ , кН	F _{ср} , кН
1	1	4	14.4	14	13.5	13.5	13.7	13.82
2	1	1	13	12	11,7	12	13	12.34
3	0.5	4	9.2	9	11	10.4	10.2	9.96
4	0.5	1	12.2	12.5	12.6	12.2	8	11.5
5	0.75	2.5	15	14.6	13	12.4	13.7	13.74

Розрахувавши коефіцієнти рівняння регресії, для нашого випадку отримаємо наступне рівняння для перевірки адекватності моделі. Рівняння регресії матиме наступний вигляд:

$$y = F = -2.49 + 43.68 \cdot t - 1.52 \cdot p + 2.0 \cdot t \cdot p - 29.34 \cdot t^2 \quad (3)$$

На рисунку 4 представлений графік функції яка залежить від p кроку різьби та t глибини профілю різьби, а також на цьому графіку показані граничні точки в межах яких змінюється представлена функція.

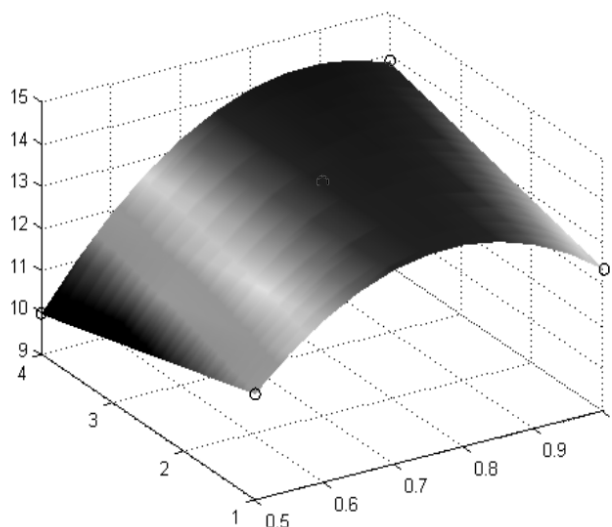


Рис. 4. Графік представленої функції

Знайшовши екстремуми отриманої нами функції, знаходимо значення наших параметрів при яких показники міцності будуть найвищими. У нашому випадку для нашої функції значення кроку різьби складатиме $p = 4 \text{ мм}$, а значення глибини профілю різьби $t = 0.9 \text{ мм}$. Згідно проведеного дослідження встановлено, що данні параметри вважаються найкращими для виготовлення представленого різьбового з'єднання.

Список літератури:

1. Довгополов А. Ю. Технологія обробки гвинтової поверхні роз'ємного з'єднання в деталях з армованих композиційних матеріалів /А. Ю. Довгополов, С. С. Некрасов // Вісник Нац. техн. ун-ту "ХПІ" : зб. наук. пр. Сер. : Нові рішення в сучасних технологіях– Харків : НТУ "ХПІ", 2016. – № 42 (1214). – С. 38-42.
2. Пат. UA 103734. Спосіб обробки круглої внутрішньої різьби/ Некрасов С.С., Криворучко Д. В., Нешта А.О. МПК В23С 3/32 (2006.01), В23В 1/00. - No a201214037 заявл. 10.12.2012; 11.11.2013, бюл. No 21.
3. Пат. UA 115892. Спосіб обробки круглої зовнішньої різьби/ Некрасов С.С., Довгополов А. Ю. МПК В23С 3/32 (2006.01), В23В 1/00. - No u201612668 заявл. 12.12.2016; 25.04.2017, бюл. No 8.

УДК 622.74: 621.928.235

ДИНАМІКА ОДНОМАСНОЇ ВІБРОМАШИНИ З ПРЯМОЛІНІЙНИМ ПОСТУПАЛЬНИМ РУХОМ ПЛАТФОРМИ І ВІБРОЗБУДНИКОМ У ВИГЛЯДІ ПАСИВНОГО АВТОБАЛАНСИРА

Яцун В.В., Філімоніхін Г.Б.

Центральноукраїнський національний технічний університет, м. Кропивницький, Україна

Анотація. Досліджені двочастотні вібрації одномасної вібромашини із прямолінійним поступальним рухом платформи і віброзбудником у вигляді кульового, роликового або маятникового автобалансира. Методом малого параметра знайдені частоти, на яких можуть застрягати вантажі й відповідні закони двочастотних вібрацій платформи. Обчислювальними експериментами досліджена стійкість двочастотних режимів руху. Оцінена точність закону руху системи, знайденого методами малого параметра. Знайдена функція, що наближає критичну швидкість обертання ротора, при переході через яку зникає стійкість двочастотного режиму руху

Ключові слова: Інерційний віброзбудник, двочастотні вібрації, резонансна вібромашина, автобалансир, одномасна вібромашина.

Серед вібромашин типу грохотів, вібростолів, віброконвеєрів, вібромлинів і т.п. перспективними є багаточастотні-резонансні. Вони сполучають у собі високу продуктивність багаточастотних вібромашин, і високу енергоефективність резонансних вібромашин.

В [1] запропоновано збуджувати двочастотні резонансні вібрації пасивними автобалансирами. Для проектування вібромашин з новим віброзбудником необхідно дослідити їхню динаміку. Теоретичні дослідження динаміки вібромашин включають такі етапи, як опис моделі й вивід диференціальних рівнянь вібромашини, пошук різних можливих режимів усталених рухів і дослідження їх стійкості.

У роботах [2, 3] аналітично досліджена динаміка одномасної вібромашини з поступальним прямолінійним рухом платформи й віброзбудником у вигляді пасивного автобалансира.

Вібромашина складається (рис. 1) із платформи, маси M і віброзбудника у вигляді кульового, роликового або маятникового автобалансира [2]. Платформа може рухатися тільки прямолінійно поступально завдяки двом нерухомих напрямним (рис. 1, а). Напрямок руху платформи утворює з вертикаллю кут α . Платформа опирається на пружно-в'язку опору з коефіцієнтом твердості k і в'язкості b . Положення платформи визначається координатою y , рівною нулю в положенні статичної рівноваги платформи.

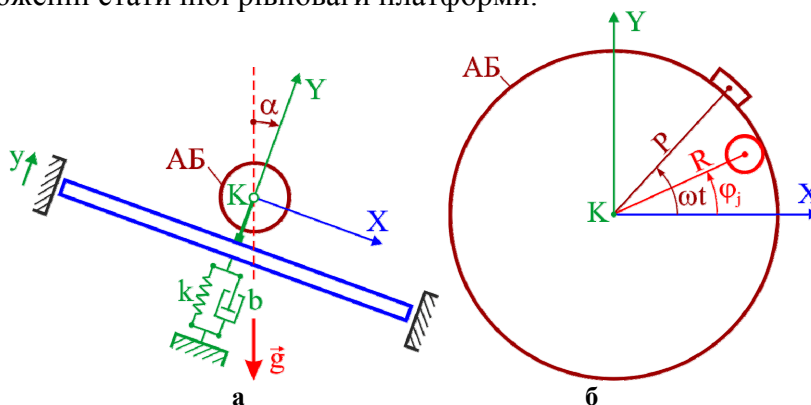


Рис.1. Модель одномасної вібромашини із прямолінійним поступальним рухом платформи: а – кінематика руху платформи; б – кінематика руху дебалансної маси і вантажу

Корпус автобалансира обертається навколо вала – точки K з постійною кутовою швидкістю ω (рис. 1, б). З корпусом автобалансира жорстко зв'язана точкова дебалансна маса μ . Вона розташована на відстані P від точки K . Дві взаємно перпендикулярні осі X, Y виходять із точки K і утворюють праву систему координат. Положення дебалансної маси щодо корпусу визначає кут ωt , де t – час.

Автобалансир складається з N однакових вантажів. Маса одного вантажу m . Центр мас вантажу може рухатися по окружності радіуса R із центром у точці K (рис. 1, б). Положення вантажу номер j щодо корпусу визначає кут φ_j , $/j = \overline{1, N}/$. Руху вантажу щодо корпусу автобалансира перешкоджає сила в'язкого опору, що має модуль $F_j = b_w v_j^{(r)} = b_w R |\dot{\varphi}_j - \omega|$, $/j = \overline{1, N}/$, де b_w – коефіцієнт сили в'язкого опору, $v_j^{(r)} = R |\dot{\varphi}_j - \omega|$ – модуль швидкості руху центру мас вантажу номер j щодо корпусу автобалансира й штрих за величиною позначає похідну за часом t .

Диференціальні рівняння руху в безрозмірному виді:

$$\ddot{v} + 2h\dot{v} + v + \ddot{s}_y = \delta n^2 \sin n\tau, \ddot{\varphi}_j + \varepsilon\beta(\dot{\varphi}_j - n) + \sigma \cos(\varphi_j - \alpha) + \varepsilon\dot{v} \cos \varphi_j = 0, /j = \overline{1, N}/, (1)$$

де:

- безрозмірні змінна й час

$$v = y / \tilde{y}, \tau = \tilde{\omega} t; (2)$$

- безрозмірні параметри

$$h = \frac{b}{2M_\Sigma \tilde{\omega}}, \delta = \frac{\mu P}{NmR}, n = \frac{\omega}{\tilde{\omega}}, \varepsilon = \frac{Nm}{\kappa M_\Sigma}, \beta = \frac{b_w M_\Sigma}{Nm^2 \tilde{\omega}}, \sigma = \frac{g}{\kappa R \tilde{\omega}^2}; (3)$$

- безрозмірні проекції неврівноваженості, створюваної коригувальними вантажами

$$s_x = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \cos \varphi_j, s_y = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \sin \varphi_j; (4)$$

У свою чергу у формулах (2), (3):

- характерні масштаби

$$\tilde{y} = \frac{NmR}{M_\Sigma}, \tilde{\omega} = \sqrt{\frac{k}{M_\Sigma}}; (5)$$

- маса всієї системи

$$M_\Sigma = M + Nm + \mu; (6)$$

- для кулі, ролика й маятника, відповідно

$$\kappa = \frac{7}{5}, \kappa = \frac{3}{2}, \kappa = 1 + J_C / (mR^2), (7)$$

де J_C – головний центральний осьовий момент інерції маятника;

$g = 9,81 \text{ м/с}^2$ – прискорення вільного падіння. Помітимо, що $\tilde{\omega}$ це – резонансна частота коливань платформи.

Методом малого параметра був знайдений у нульовому наближенні ($\varepsilon=0$) двочастотний режим руху платформи:

$$v_0 = \frac{A\Omega^2}{(1-\Omega^2)^2 + 4h^2\Omega^2} \left[(1-\Omega^2) \sin(\Omega\tau + \gamma_0) - 2h\Omega \cos(\Omega\tau + \gamma_0) \right] + \frac{\delta n^2}{(1-n^2)^2 + 4h^2n^2} \left[(1-n^2) \sin(n\tau) - 2hn \cos(n\tau) \right], (8)$$

У ньому значення постійних параметрів A, γ_0 не визначені, а частота застрягання коригувальних вантажів Ω є коренем полінома

$$P(\Omega) = \chi\Omega^5 - (n-\Omega)[(1-\Omega^2)^2 + 4h^2\Omega^2] = a_0\Omega^5 + a_1\Omega^4 + a_2\Omega^3 + a_3\Omega^2 + a_4\Omega + a_5 = 0, (9)$$

де

$$\chi = Ah/\beta, a_0 = 1 + \chi, a_1 = -n, a_2 = -2(1 - 2h^2), a_3 = 2n(1 - 2h^2), a_4 = 1, a_5 = -n. \quad (10)$$

Коригувальні вантажі рухаються за законами

$$\varphi_j = \Omega\tau + \psi_j, \quad / j = \overline{1, N} / , \quad (11)$$

де ψ_j – невизначені константи, причому

$$A \cos \gamma_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \cos \psi_j, \quad A \sin \gamma_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \sin \psi_j, \\ A^2 = \frac{1}{N^2} \left[\left(\sum_{j=1}^N \cos \psi_j \right)^2 + \left(\sum_{j=1}^N \sin \psi_j \right)^2 \right], \quad \operatorname{tg} \gamma_0 = \frac{\sum_{j=1}^N \sin \psi_j}{\sum_{j=1}^N \cos \psi_j}. \quad (12)$$

Двочастотні вібротурбини будуть тим енергоефективніші, чим менше сили в'язкого опору (в опорах і сили, що перешкоджають руху куль щодо корпусу автобалансира). У цьому випадку існують три характерні швидкості обертання ротора

$$\tilde{n}_1 \approx 1 + \frac{3}{4} \sqrt[3]{4\chi}, \quad \tilde{n}_2 = 1 + \frac{\chi}{4h^2} = 1 + \frac{A}{4\beta h}, \quad \tilde{n}_3 \approx \frac{\chi}{4h^2} + 1 + \frac{9}{16} \chi + \frac{3}{2} \left(1 + \frac{27}{32} \chi \right) h^2. \quad (13)$$

При їхньому переході міняється кількість можливих частот застрягання вантажів.

При цьому $1 < \tilde{n}_1 \ll \tilde{n}_2 < \tilde{n}_3 \ll n$ й:

- на швидкостях обертання ротора, менших \tilde{n}_1 ($0 < n < \tilde{n}_1$), існує єдина частота застрягання вантажів Ω_1 , причому $0 < \Omega_1 < 1$;
- на зарезонансних швидкостях, що перевищують \tilde{n}_1 , але менших \tilde{n}_2 ($\tilde{n}_1 < n < \tilde{n}_2$), існують три частоти застрягання вантажів $\Omega_{1,2,3}$, такі, що $0 < \Omega_1 < 1 < \Omega_2 < \Omega_3 < n$;
- на зарезонансних швидкостях, що перевищують \tilde{n}_2 , але менших \tilde{n}_3 ($\tilde{n}_2 < n < \tilde{n}_3$), існують три частоти застрягання вантажів $\Omega_{1,2,3}$, такі, що $1 < \Omega_1 < \Omega_2 \ll \Omega_3 < n$;
- на зарезонансних швидкостях, що перевищують \tilde{n}_3 ($n > \tilde{n}_3$), існує єдина частота застрягання вантажів Ω_1 , така, що $1 \ll \Omega_1 < n$.

Існує тільки одна дорезонансна частота застрягання вантажів Ω_1 ($0 < \Omega_1 < 1$), причому тільки на швидкостях, менших \tilde{n}_2 ($n < \tilde{n}_2$), але при будь-яких параметрах системи.

Стійкість двочастотних режимів руху системи досліджена чисельно [3]. Було встановлено, що у випадку енергоефективних вібротурбин безрозмірні параметри змінюються в межах: $\varepsilon = 0.005 \div 0.05$; $\beta = 0.1 \div 0.6$; $\delta = 0 \div 1$; $h = 0.01 \div 0.07$.

Усього було проведено 196 обчислювальних експериментів при різних значеннях безрозмірних параметрів з розглянутої області їх зміни.

Відповідно до обчислювальних експериментів, при розгоні ротора, згодом настає двочастотний режим руху, у якому кулі застряють на дорезонансній частоті Ω_1 . Цей режим стійкий на швидкостях, менших деякої критичної швидкості n_{cr} , меншої \tilde{n}_2 . При зменшенні ε (відношення маси куль до маси всієї системи) n_{cr} наближується до \tilde{n}_2 . Тому величина параметра ε впливає на точність визначення критичної швидкості. Однак, характерну швидкість \tilde{n}_2 не можна використовувати для наближеного обчислення критичної швидкості n_{cr} через стрімко зростаючу погрішність, що виникає при збільшенні ε .

Незважаючи на сильну асиметрію опор, автобалансира збуджує практично ідеальні двочастотні вібрації. Відхилення точного розв'язку (знайденого інтегруванням) від наближеного (знайденого методом малого параметра) еквівалентно відношенню маси куль до маси всієї машини. Тому для реальних машин воно не перевищує 2%. Із цього випливає, що при розрахунках розглянутих вібротурбин можливе застосування закону двочастотних

вібрацій платформи (8) і відповідної частоти застрягання вантажів Ω_1 (відповідний корінь полінома (9)).

Установлено, що критична швидкість n_{cr} є функцією всіх безрозмірних параметрів системи $n_{cr} = n_{cr}(h, \beta, \varepsilon, \delta)$. У розглянутій області зміни безрозмірних параметрів критична швидкість монотонно убуває по параметрах ε, β, h , і монотонно зростає по параметру δ .

Для збільшення області стійкості двочастотного режиму руху (розмірної критичної швидкості ω_{cr}) необхідно:

- збільшувати масу вантажу (m) або сумарну масу вантажів (Nm);
- зменшувати силу в'язкого опору, що перешкоджає руху вантажу (bw);
- зменшувати силу в'язкого опору, що перешкоджає руху платформи (b);
- збільшувати частоту власних коливань платформи ($\tilde{\omega}$).

Запропонований вид функції, що наближає критичну швидкість:

$$n_{cr}(h, \beta, \varepsilon, \delta) = 1 + \frac{1 + f_1(\varepsilon) \cdot g_1(h, \beta, \delta)}{4[\beta + f_2(\varepsilon) \cdot q_2(h, \beta, \delta)][h + f_3(\varepsilon) \cdot g_3(h, \beta, \delta)]}, \quad (14)$$

де:

$$f_i(\varepsilon) = \varepsilon, \quad /i = 1, 2, 3/, \quad g_1(h, \beta, \delta) = \frac{1 + a_1\delta + a_2h + a_3\beta}{b_0 + b_1\delta + b_2h + b_3\beta}, \quad g_2(h, \beta, \delta) = \frac{1 + c_1\delta + c_2h + c_3\beta}{d_0 + d_1\delta + d_2h + d_3\beta},$$

$$g_3(h, \beta, \delta) = \frac{1 + e_1\delta + e_2h + e_3\beta}{p_0 + p_1\delta + p_2h + p_3\beta}. \quad (15)$$

Методом найменших квадратів знайдені наступні значення параметрів:

$$a_1 = -26.5235, \quad a_2 = -16.7424, \quad a_3 = -30.1288, \quad b_0 = -0.2537, \quad b_1 = -0.8080, \quad b_2 = -3.9439,$$

$$b_3 = 0.6984, \quad c_1 = 1.7134, \quad c_2 = 8.2055, \quad c_3 = -28.7751, \quad d_0 = -0.3455, \quad d_1 = -0.5673, \quad d_2 = 4.3034,$$

$$d_3 = 8.2679, \quad e_1 = -9.2714, \quad e_2 = 229.7664, \quad e_3 = 43.5133,$$

$$f_0 = -0.0992, \quad f_1 = 2.4911, \quad f_2 = 35.3149, \quad f_3 = -0.1019. \quad (16)$$

Коефіцієнти (16) визначені за результатами всіх 196 проведених обчислювальних експериментів.

Функція (14) дає погрішність, що не перевищує 6 %. Функція дозволяє приблизно обчислювати критичну швидкість за умови, що безрозмірні параметри системи лежать у розглянутій області. Функція отримана формально і її вид не можна використовувати для інтерпретації фізичних процесів.

Надалі планується спроектувати, виготовити й випробувати вібраційний стіл із прямолінійним поступальним рухом платформи і віброзбудником у вигляді кульового автобалансира.

Список літератури:

1. *Филимоныхин, Г. Б. Способ возбуждения двухчастотных вибраций пассивными автобалансирами* [Текст] / Г. Б. Филимоныхин, В. В. Яцун // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2015. – № 4/7 (76). – С. 9–14. doi: 10.15587/1729-4061.2015.47116.
2. *Yatsun V. Equations of motion of vibration machines with a translational motion of platforms and a vibration exciter in the form of a passive auto-balancer* / V. Yatsun, G. Filimonikhin, K. Dumenko, A. Nevdakha // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2017. Vol. 5, Issue 1 (89). P. 19–25. doi: 10.15587/1729-4061.2017.111216
3. *Yatsun, V. Search for two-frequency motion modes of single-mass vibratory machine with vibration exciter in the form of passive auto-balancer* / Volodymyr Yatsun, Gennadiy Filimonikhin, Kostyantyn Dumenko, Andrey Nevdakha // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2017. – Vol. 6, – N 7(90). – P. 58-66. doi: 10.15587/1729-4061.2017.117683

UDC 621.9.048.6

STUDY OF MICROSTRUCTURE AND MICROHARDNESS OF THE OVERLAPPING ZONE IN LASER TRANSFORMATION HARDENING OF AISI 1045 AND AISI D2 STEELS

Lesyk¹ D.A., Martinez² S., Dzhemelinskyi¹ V.V., Lamikiz² A., Danyleiko¹ O.O.

1 – Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Kyiv, Ukraine

2 – University of the Basque Country, Bilbao, Spain

The new technologies of surface treatment of the metal products are developed and used in modern mechanical engineering to enhance both the operational properties of the surface layer and process performance. In contrast to traditional processing methods, laser surface transformation hardening allows selectively heat the most responsible areas on the product surface with high heating/cooling rates and a short term of action, providing a disperse martensitic structure with residual stresses on the surface [1,2].

It is known that there is a need to apply the laser transformation hardening with overlapping of laser tracks for surface hardening of large-sized products due to the impossibility to treat the whole surface with a scanning laser beam. The problems of microhardness reduction in the areas of overlapping laser tracks after laser surface hardening of carbon and tool steels with scanning optics are given in works [3-5].

Thereby, the study of the effects of overlapping ratio on the microstructure and microhardness distribution in the areas of overlapping laser tracks at multi-pass laser transformation hardening of carbon and tool steels using a fiber laser and a 2D scanner become especially relevant.

The plane specimens of the AISI 1045 carbon steel and AISI D2 tool steel were used (Fig. 1) for experimental studies, which were previously subjected to annealing.

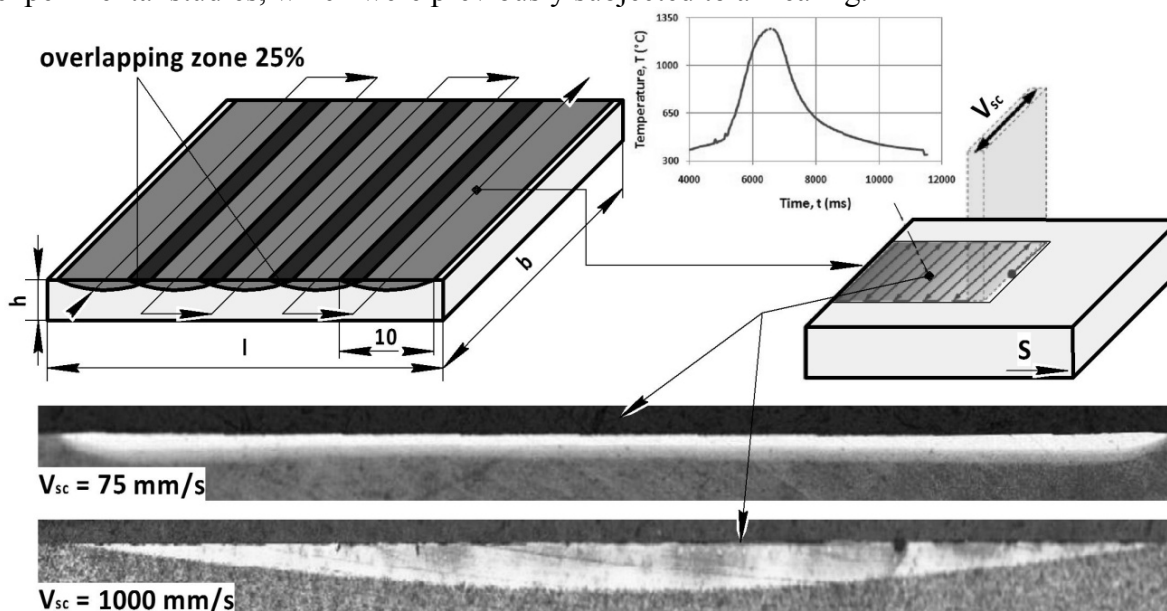


Fig. 1. Scheme of laser surface transformation hardening with overlapping laser tracks of 25%: $h \times l \times b$ is the height, length, and width of the specimen, respectively; S is the feed rate of the specimen; V_{sc} is the speed of scanning a laser beam

The laser heat treatment of specimens was carried out by a Rofin Sinar FL010 continuous laser fiber with a radiation wavelength of $1.06 \mu\text{m}$ [2,5]. The laser hardening process was performed at a laser power of 690 W and a specimen feed rate of 90 mm/min. Herewith, the diameter of the laser

beam was 1.2 mm, and the overlapping ratio of the laser beam was 10%, 25%, and 40%, respectively. The laser beam was scanned by a Scanlab Hurriscan25 2D scanner at the high scanning speeds (1000 mm/s) to obtain the maximum hardening depth in the center of the laser track 10 mm in width (Fig. 1) [2].

The surface temperature magnitudes were recorded in real time by means of an optical pyrometer for each process condition in order to estimate the effect of the treatment regimes on the variation of the surface temperature.

The results indicated that the measured surface temperature was approximately 1230 °C at a laser power of 690 W regardless of the overlapping ratio. It has been found that there is an over-tempered structure with a lower microhardness near the overlapping area in the first laser track due to the thermal effect of the second laser pass in all cases (Fig. 2). Herewith, the microhardness is reduced to about 400 HV (AISI 1045 steel) and 500 HV (AISI D2 steel) in the tempered zone due to the formation of not only tempered martensite, but also tempered sorbite.

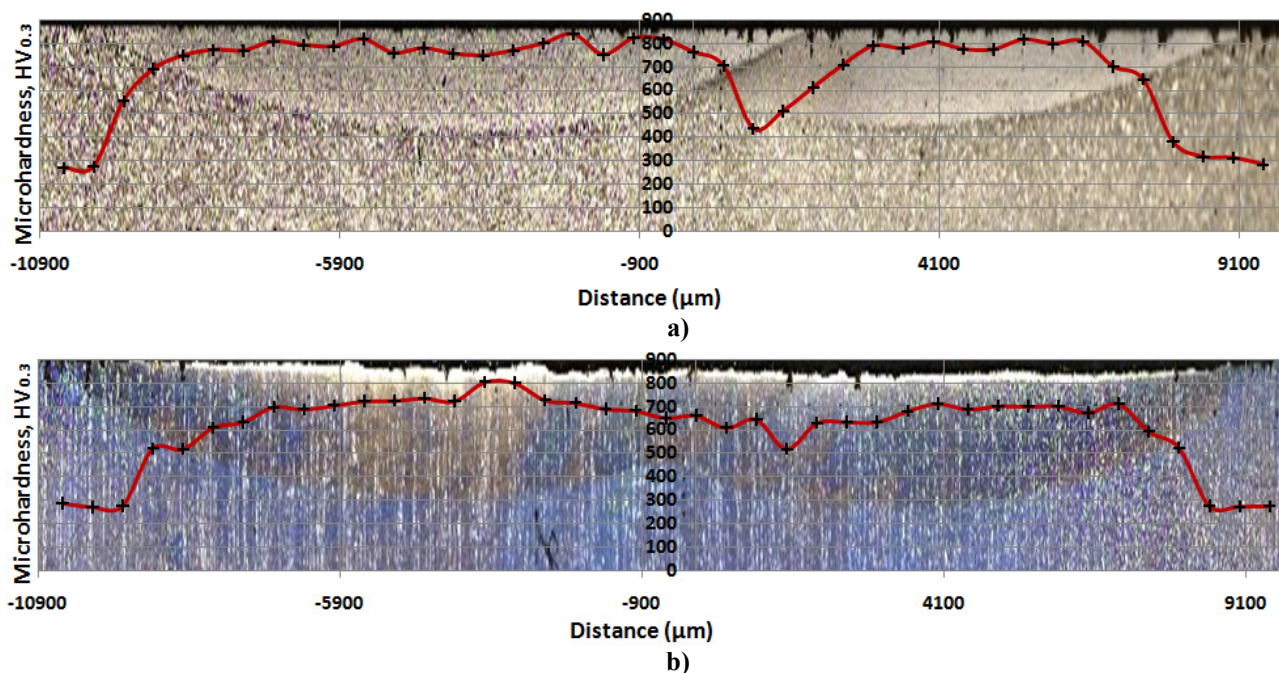


Fig. 2. Microhardness distribution in the specimen cross-section at a depth of 150 μm below the surface along the two laser tracks at overlapping ratio of 25%: a) AISI 1045 carbon steel; b) AISI D2 tool steel

It is established that in order to obtain at least 350 μm of the overlapping depth of laser tracks, must be used a repeated action by a scanning laser beam with an overlapping ratio of 25...30% regardless of the type of studied steel. Moreover, it should be noted that should be used an intensive plastic deformation using both dynamic and static processing methods to obtain a uniform structure and microhardness distribution in multi-pass laser transformation hardening.

References:

1. Kovalenko, V.S., Zhuk R.O. (2004), *Systemized approach in laser industrial systems design*, J. Mater. Proc. Technol., Vol. 149, pp. 553–556.
2. Martinez, S., Lamikiz, A., Ukar, E., Tabernero, I., Arrizubieta, I. (2016), *Control loop tuning by thermal simulation applied to the laser transformation hardening with scanning optics process*, Appl. Therm. Eng., Vol. 98, pp. 49–60.
3. Santhanakrishnan, S., Kovacevic, R. (2012), *Hardness prediction in multi-pass direct diode laser heat treatment by on-line surface temperature monitoring*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 212, pp. 2261–2271.
4. Yao, C., Xu, B., Huang, J., Zhang, P., Wu, Y. (2010), *Study on the softening in overlapping zone by laser-overlapping scanning surface hardening for carbon and alloyed steel*, Optics and Lasers in Eng., Vol. 48, pp. 20–26.
5. Lesyk, D.A., Dzhemelinskyi, V.V. (2015), *Features of formation microrelief and microhardness thermally hardened zones by scanning laser beam*, Mechanics and Advanced Technologies, Vol. 1(73), pp. 100-106 (in Ukrainian).

УДК 621.002

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ І ДОВГОВІЧНОСТІ СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОЇ ТЕХНІКИ

Бурикін В.В.,

ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, м. Київ, Україна

В останні роки актуальним є підвищення технологічної надійності і довговічності техніки агропромислового комплексу зі зниженням енерговитрат на її виробництво. Життєвий цикл с.-г. машин в експлуатації залежить від можливості якісного відновлення їх деталей. Це особливо є важливим, тому що існуючий парк машин суттєво старіє і він потребує постійного ремонту та обслуговування при тенденції зниження закупівлі підприємствами нової техніки та запасних частин. До 70 % витрат на ремонт с.-г. техніки припадає на придбання нових запасних частин замість гранично зношених. Граничні зноси 85 % деталей не перевищують 0,3 мм, причому більшість з них мають залишкові ресурси 60 % і більше і тільки 20 % деталей тракторів, що надходять до ремонту, підлягають остаточному вибракуванню. Решту можна відновити, причому собівартість відновлення складатиме 15–70 % собівартості виготовлення [1].

Ефективним методом вирішення завдання забезпечення високих експлуатаційних характеристик с.-г. машин і механізмів є нанесення жароміцних, зносо- і корозійностійких покриттів на робочі поверхні їх деталей з використанням плазмових, електронно-променевих, детонаційних та інших технологій. Широке застосування в процесах зміцнення і відновлення деталей машин знайшли порошки систем Ni-Cr-B-Si і Fe-C-Cr-V.

Для забезпечення високих експлуатаційних властивостей деталей з покриттями в результаті відновлення є вдосконалення технологічних процесів їх фінішної токарної обробки. А зростаючі вимоги до продуктивності, якості та економічності фінішної обробки деталей з покриттями призвели до застосування обробних операцій еластичними інструментами для зняття незміцненого в результаті попередньої механічної обробки шару і забезпечення необхідної шорсткості поверхні.

З огляду на специфічні структуру і властивості важкооброблюваних покриттів, а також особливості макрогеометрії деталей с.-г. техніки, особливе місце при проектуванні лезового інструменту набувають його конструктивні заходи по кріпленню різальних пластин з полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ). Якщо конструкція інструменту з механічним кріпленням пластин технічно нездійсненна, то застосовують паяний інструмент з ПНТМ, оснащений змінними вставками або блоками. Наявність підкладки дозволяє підвищити міцність різальних елементів, зменшити товщину шару ПНТМ, здійснювати пайку пластини безпосередньо до вставки або блоку.

Максимально можливе використання матеріалу різальної пластини, сталість положення вершини різця на лінії центрів токарного верстата і висока надійність кріплення різальної пластини в інструменті при фінішному точінні деталей з покриттями досягається із застосуванням технологічної збірної конструкції різця з рифленими поверхнями вставки [2]. У різця контактні поверхні вставки з поздовжнім глухим пазом під гвинт мають відповідні рифлені сполучення в поздовжньому напрямку з державкою і поперечному напрямку з прихватом Г-подібної форми, причому державка виконана з поперечним відкритим пазом під сполучення з опорою прихвата.

На рис. 1 зображений різець з рифленими поверхнями вставки, який складається з державки 1, вставки 2 з напаяною ріжучою пластиною 3 з ПНТМ, прихвата 4 і гвинта 5 для кріплення вставки. Державка має поперечний паз для упору, прихват і різьбовий отвір під гвинт. Для взаємодії зі вставкою на початку державки виконані поздовжні рифлі. Вставка з

поздовжніми рифлями на опорній поверхні з боку державки і поперечними рифлями з боку прихвату має паз для проходу гвинта. Прихват Г-подібної форми має відповідний отвір під гвинт.

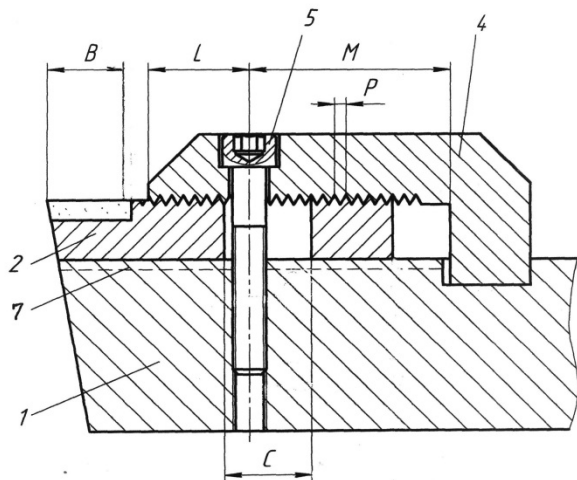


Рис. 1. Різець з рифленими поверхнями вставки:
1 – державка; 2 – вставка; 3 – різальна пластина; 4 – прихват; 5 – гвинт

симетрично, на рифлені поверхні державки з висуненням через поперечні рифлі до потрібного вильоту над державкою. Потім вставка закріплюється прихватом з дотриманням співпадання сполучених поперечних рифлів і остаточно кріпиться гвинтом.

Завдяки рифленим сполученням вставки з державкою і прихватом, різець має можливість регульованого висунення вставки після багаторазового переточування ріжучої пластини. Надійність її кріплення сприяє підвищенню ресурсу інструменту з ПНТМ. Конструкція вузла кріплення вставки придатна для проектування прохідних, відрізних і різбових видів різців при знятті великих припусків (до 5 мм на 1 прохід).

Токарні різці, оснащені блоком з різальними пластинами ПНТМ при обробці валів коробки передач тракторів ХТЗ-150, відновлених напиленням покриттями твердістю HRC 50–60 з порошоків ПГ-10-01 і ПГСР-4 з подальшим їх оплавленням, стабільно забезпечують задану точність, шорсткість і не знижують твердість обробленої поверхні. Так, при обробці валів компресорів двигунів ЯМЗ за рахунок підвищення швидкості різання до 1,6–2,0 м/с інструменту з технологічним заточуванням продуктивність зросла в 2–3 рази при стійкості різальної кромки 90–120 хв. Перевірка розробленого інструменту показала надійне закріплення різальної пластини і гарну працездатність в експлуатації.



Рис. 2. Полірувальний пелюстковий круг скотч брайт d125 мм зелений P240

Довжина С паза повинна перевищувати робочу довжину В сточування різальної пластини. Для збільшення зусилля притиску вставки плечі щодо розташування кріпильного отвору прихвата виконуються з відношенням $L:M = 1:2$. Для забезпечення достатньої міцності поздовжніх і поперечних рифлених сполучень крок рифлів P повинен прийматися більше 0,5 мм; рифлені поверхні державки і прихвату повинні пройти поверхневе загартування. Для надійності кріплення вставки гвинт повинен мати якомога більший діаметр (не менше М5) і високу міцність (об'ємний гарт міцної сталі). При регулюванні висунення вставки спочатку розкручується гвинт і знімається прихват. У вільному положенні вставка після переточування розташовується

Після поверхневого зміцнення і токарної обробки здійснювали поліровку еластичними пелюстковими кругами скотч брайт (рис. 2) для додаткового підвищення якості поверхні деталей с.-г. техніки з виключенням операції шліфування з технологічного процесу механічної обробки. При цьому шорсткість поверхні знизилась з $Ra\ 1,25-0,63$ до $Ra\ 0,32-0,16$ мкм.

В результаті проведених досліджень фінішної технології обробки відновлених деталей с.-г. техніки розроблена збірна конструкція токарних різців з пластинами

ПНТМ, що забезпечують високу якість обточеної поверхні. Використання на фінішних операціях еластичних інструментів при обробці таких деталей дозволяє усунути недоліки поверхні, пов'язані з шкідливим впливом успадкованих технологічних факторів.

Список літератури:

1. Балдаев Л.Х. Газотермическое напыление / Л.Х. Балдаев.– М.: Ст. Басманная, 2015.–539 с.
2. Пат. 114548. Україна, МПК В23В27/16. Резец с рифлеными поверхностями вставки / Ю.Г. Кравченко, Ю.О. Мельничук, В.В. Бурикін; № u201609747; Заявл. 22.09.2016; Опубл. 10.03.2017 // Промислова власність. – 2017.– Бюл. № 3.

УДК 62-251 : 62-137

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ДИНАМІЧНОГО БАЛАНСУВАННЯ КУЛЬОВИМИ АВТОБАЛАНСИРАМИ КРИЛЬЧАТКИ ОСЬОВОГО ВЕНТИЛЯТОРА

Олійніченко Л.С., Філімоніхін Г.Б.
ЦНТУ, м. Кропивницький, Україна

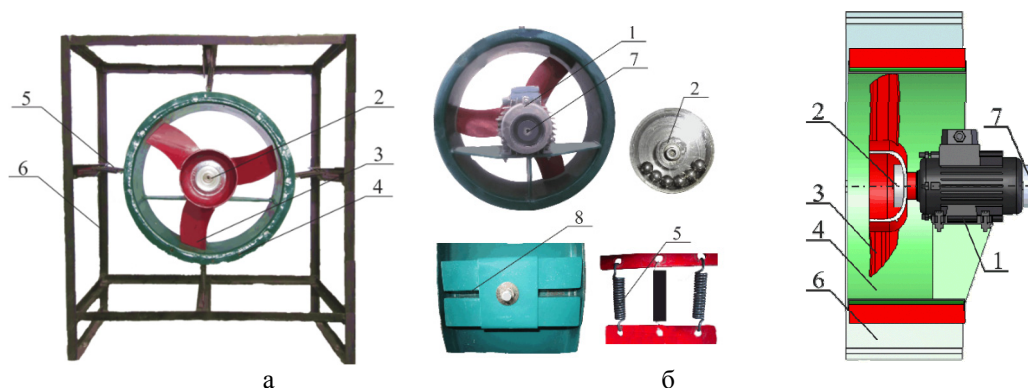
Анотація: Експериментально і комп'ютерним моделюванням досліджено процес динамічного балансування двома кульовими автобалансирами обертових частин в зборі (крильчатка) осьового вентилятора ВО 06-300 (Україна). Визначений вплив автобалансирів на віброшвидкості (віброприскорення) в контрольних точках вентилятора на ділянках розгону, крейсерського руху і вибігу крильчатки. Оцінена точність балансування крильчатки на ділянці крейсерського руху. Досліджено вплив сил тяжіння, в'язкого опору руху куль на точність балансування. Оцінений вплив ексцентриситетів бігових доріжок автобалансирів на точність балансування. Визначені граничні величини, до яких в принципі можна зменшити вібрації вентилятора автобалансирами.

Ключові слова: осьовий вентилятор, кульовий автобаланси́р, точність балансування, динамічне балансування, автобаланси́р, перехідний процес

Досліджено процес динамічного балансування двома кульовими автобалансирами (АБ) крильчатки осьового вентилятора ВО 06-300 [1, 2].

Експериментальні дослідження проведені на стенді [1], зображеному на рис. 1, а, б.

Комп'ютерне 3D моделювання проведено в САПР SolidWorks з використанням модуля Cosmos Motion. Для цього була створена 3D модель вентилятора [2] (рис. 1, в). В 3D моделі всі параметри такі ж самі, як і у стенда.



1 – асинхронний електродвигун; 2 – АБ, насаджений на вал електродвигуна з боку крильчатки 3; 4 – захисний кожух вентилятора; 5 – пружно-в'язкі опори; 6 – рама; 7 – АБ, насаджений на вал електродвигуна з боку хвостовика; 8 – додаткові маси (кріпляться на кожусі для зміни масо-інерційних характеристик вентилятора)

Рис. 1. Осьовий вентилятор: а – стенд в зборі (вид спереду); б – складові частини стенду; в – 3D модель

Маси деталей: захисного кожуха з корпусом електродвигуна – 12,2 кг; крильчатки (обертюваних частин в зборі) – 2,0 кг. Крейсерська швидкість обертання крильчатки 25 об/с.

Параметри АБ: кількість куль – 6, маса кулі – 6,93 г, діаметр кулі – 11,9 мм. Зі сторони крильчатки і хвостовика, відповідно: діаметри бігових доріжок АБ – 68 мм і 64 мм; балансувальні ємності АБ – 878,6 г·мм і 776,4 г·мм.; найбільші величини незрівноваженостей в площинах корекції – 823,5 г·мм і 737,3 г·мм (запас балансувальної ємності АБ більший за 5%).

Вібраційний стан вентилятора оцінюється за величинами віброшвидкостей (віброприскорень), заміряних в 3-х контрольних точках. Точки 1 і 2 розташовані на подовжній осі вентилятора, відповідно, у площині корекції першого і другого АБ (на натурному стенді – як можна ближче до цих точок). По вібраціям в цих точках оцінюється точність балансування крильчатки першим і другим АБ. Точка 3 знаходиться на захисному кожусі. По вібраціям у точці 3 оцінюється точність динамічного балансування крильчатки двома АБ. Величини вібрацій оцінювалися відповідно до рекомендацій міжнародного стандарту ISO 21940-11.

При відсутності АБ і найбільшій незрівноваженості, віброшвидкості в контрольних точках на усталеному русі перевищують гранично допустиму величину (6,3 мм/с) не менше, ніж в 2,5 рази. Це відповідає збільшенню максимально допустимої незрівноваженості крильчатки не менше ніж на один клас точності балансування (ISO 21940-11).

Конфігурації стенду: 1 – без АБ, 2 – з АБ. Відсутність АБ забезпечується відсутністю в них куль. Тривалість кожного експерименту 38 с, з яких крильчатка: 1 с розганяється; 12 с обертається з крейсерською швидкістю; 25 с зупиняється. За результатами кожного експерименту, для контрольних точок 1, 2, 3, будуються відповідні діаграми віброшвидкостей (віброприскорень).

Для оцінки вібраційного стану вентилятора виділяються наступні ділянки на діаграмі віброшвидкостей (віброприскорень): I – від пуску крильчатки до настання автобалансування $t \in [0, 3)$; II – від моменту настання автобалансування до початку гальмування ротору $t \in [3, 13)$; III – від початку гальмування ротору до повної зупинки $t \in [13, 38]$.

В свою чергу, ділянка I ділиться на: Ia – ділянка розгону (від пуску крильчатки до досягнення крейсерської швидкості) $t \in [0, 1)$; Ib – ділянка неусталеного крейсерського руху $t \in [1, 3)$ (перехідний процес, який закінчується настанням автобалансування).

Експериментально встановлено, що АБ: не погіршують процес розгону крильчатки; зменшують під час вибігу крильчатки пікові величини віброприскорень (віброшвидкостей) на 80- 60%. На ділянці крейсерського усталеного руху (як при відсутності, так і при наявності додаткових мас, прикріплених до захисного кожуха вентилятора) АБ зменшують віброприскорення: з боку крильчатки на 47÷81%; з боку хвостовика на 63÷78%; на захисному кожусі на 70÷82%. При цьому АБ балансують крильчатку за класом точності G 2,5.

Залишкові вібрації вентилятора ($1 \div 2,5$ мм/с) можуть викликати: сили тяжіння; застій куль через сухе тертя; ексцентриситети бігових доріжок тощо. При цьому сили тяжіння завжди будуть обмежувати точність балансування крильчатки. Вплив інших факторів можна зменшувати на етапах виготовлення АБ і їх встановлення на ротор електродвигуна.

Основний недолік експериментальних досліджень – це неможливість встановлення, до яких граничних величин можна в принципі зменшити вібрації вентилятора. Для встановлення цих величин проведені експерименти в «ідеальних» умовах – комп'ютерним моделюванням.

Комп'ютерним моделюванням встановлено, що:

а) на ділянці розгону (ділянка Ia, 0–1 с) АБ збільшують величину середнього квадратичного значення віброшвидкості на 20%;

б) на ділянці крейсерського неусталеного руху (ділянка Ib, 1–3 с) АБ зменшують середньоквадратичне значення віброшвидкості на 62%;

в) на всій ділянці I АБ зменшують величини віброшвидкостей на 19%.

Дослідження вібраційного стану вентилятора під час вибігу показало, що АБ зменшують величини віброшвидкостей на двох піках діаграми, відповідно на 61% і 46%. Останнє

пояснюється тим, що на вибігу виникає застій куль і кулі затримуються в балансувальних положеннях майже до зупинки ротора.

На номінальній швидкості обертання 15 об/с крильчатка може бути збалансована не краще, ніж по класу точності G 2,5, а на номінальній швидкості обертання 25 об/с – по класу точності G 1.

У «ідеальних» умовах у порівнянні з натурним експериментом АБ покращують: режим пуску в 2,7 рази; режим вибігу в 1,5 разів; точність балансування – в 16 разів.

Вплив сил тяжіння на точність балансування ротора швидко зменшується з ростом крейсерської швидкості обертання крильчатки. Сили тяжіння найбільш погіршують точність балансування ротора при відсутності або малій незрівноваженості ротора.

При збільшенні сил в'язкого опору руху куль вплив сил тяжіння на точність балансування ротора збільшується. Це пов'язано з уповільненням реакції куль на незрівноваженість. При великих силах в'язкого опору кулі повільно дрейфують до автобалансиального положення.

Оціночно визначений вплив ексцентриситетів бігових доріжок АБ на точність балансування крильчатки (табл.). При перевищенні ексцентриситетом бігової доріжки максимального значення відповідний АБ створюватиме залишкові вібрації, що перевищують допустимі.

Таблиця

Максимальне значення ексцентриситетів бігових доріжок

Частота обертання крильчатки, об/с	$e_{max}, \text{мм}$			
	G 1	G 2,5	G 6,3	G 16
15	0,0106	0,027	0,067	0,170
20	0,008	0,020	0,05	0,127
25	0,0064	0,016	0,04	0,102
50	0,0032	0,008	0,02	0,051
75	0,0021	0,005	0,013	0,034
100	0,0016	0,004	0,01	0,025

З табл. видно, що на швидкообертові крильчатки потрібно більш точно встановлювати АБ. Рекомендується, щоб ексцентриситети бігових доріжок були меншими в 2,5 і більше разів величин, наведених в табл. При цьому залишкові вібрації контрольних точок 1 і 2, викликані тільки ексцентриситетами бігових доріжок, будуть лежати в діапазоні більш високого класу точності балансування.

Залишкові віброшвидкості, викликані тільки ексцентриситетами бігових доріжок, зростають прямопропорційно швидкості обертання крильчатки.

Залишкові віброшвидкості ($1 \div 2,5 \text{ мм/с}$) на стенді вентилятора в основному викликані не силами тяжіння. Ймовірна причина залишкових вібрацій: неточності виготовлення АБ; неточності установки АБ на ротор; застій куль на бігових доріжках тощо. Вібрації від цих чинників можуть бути мінімізовані на етапі виготовлення та складання вентилятора і АБ.

Список літератури:

1. Olijnichenko, L. Experimental study of the process of the static and dynamic balancing of the axial fan impeller by ball auto-balancers / L. Olijnichenko, V. Goncharov, V. Sidei, O. Horpynchenko // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2017. – Vol. 2, – №1(86). – P. 42–50. doi: 10.15587/1729-4061.2017.96374
2. Olijnichenko, L. On accuracy limitation of balancing by ball auto-balancers of axial fan impeller / L. Olijnichenko, V. Hruban, M. Lychuk, V. Pirigov // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2018. – Vol. 1, – №1(91). – P. 27–35. doi: 10.15587/1729-4061.2018.123025

УДК 624.774

ПІДВИЩЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ МЕХАНООБРОБКИ НА ОСНОВІ БАГАТОКРИТЕРІАЛЬНОЇ ОПТИМІЗАЦІЇ ПАРАМЕТРІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ ВАЖКИХ ВЕРСТАТІВ

Мироненко Є.В., Міранцов С.Л., Гузенко В.С.

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

Анотація: В роботі на основі аналізу методів, методик та інформаційних технологій для отримання моделей даних і багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки сформульовані загальні наукові підходи до формування структури оптимізаційної математичної моделі для визначення енергоефективних технологічних параметрів обробки деталей важкого машинобудування на верстатах різних груп.

Ключові слова: технологічна система, важкі верстати, процес різання, енергоефективність, багатокритеріальна оптимізація, цільова функція енергоефективності, модель технологічної системи.

Собівартість і конкурентоспроможність продукції машинобудування в значній мірі залежать від вартості енерговитрат на механічну обробку деталей машин. За даними робіт [1, 2, 3] питома частка вартості енерговитрат в загальній собівартості продукції машинобудування становить від 15 до 25% і характеризується тенденцією неухильного зростання в зв'язку з постійним підвищенням цін на електроенергію.

У структурі продукції підприємств вітчизняного важкого машинобудування значну питому частку займають деталі - тіла обертання (валки прокатних станів, ротори енергетичних установок і ін.). У структурі технологічних процесів виготовлення таких деталей переважає токарна обробка, яка виконується на важких токарних верстатах, причому близько 70% часу витрачається на точіння зовнішніх циліндричних поверхонь.

Специфічними особливостями токарної обробки деталей важкого машинобудування, що зумовлюють високі енерговитрати на обробку, є:

- великі значення потужності електродвигуна приводу головного руху (ПГД) верстата, що обумовлюють високий рівень абсолютних витрат (втрат) енергії при заданому значенні питомих витрат (втрат);

- великі припуски на обробку деталей, які обумовлюють високі силові навантаження в зоні різання та отже велика потужність різання;

- великі втрати електроенергії при роботі електродвигуна ПГД верстата на холостому ходу під час зміни ріжучої пластини (різцевого блоку) внаслідок події відмови.

Тому вирішення задачі підвищення енергоефективності процесів механічної обробки деталей на важких та унікальних верстатах різних груп на підставі багатокритеріальної оптимізації технологічних параметрів є сучасною й актуальною науково-практичною задачею.

В процесі досліджень на основі аналізу методів, методик та інформаційних технологій для отримання моделей даних і багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки встановлено, що існуючі в даний час методи і засоби не відповідають повною мірою вимогам, оскільки не дозволяють використовувати в якості цільової функції енергоефективність процесу [2, 3, 4]. Тому в роботі сформульовані загальні наукові підходи до формування структури оптимізаційної математичної моделі для визначення енергоефективних технологічних параметрів обробки деталей важкого машинобудування на верстатах різних груп.

На підставі аналізу публікацій по темі дослідження були систематизовані напрями підвищення енергоефективності процесів механічної обробки деталей на важких токарних верстатах (рис. 1).

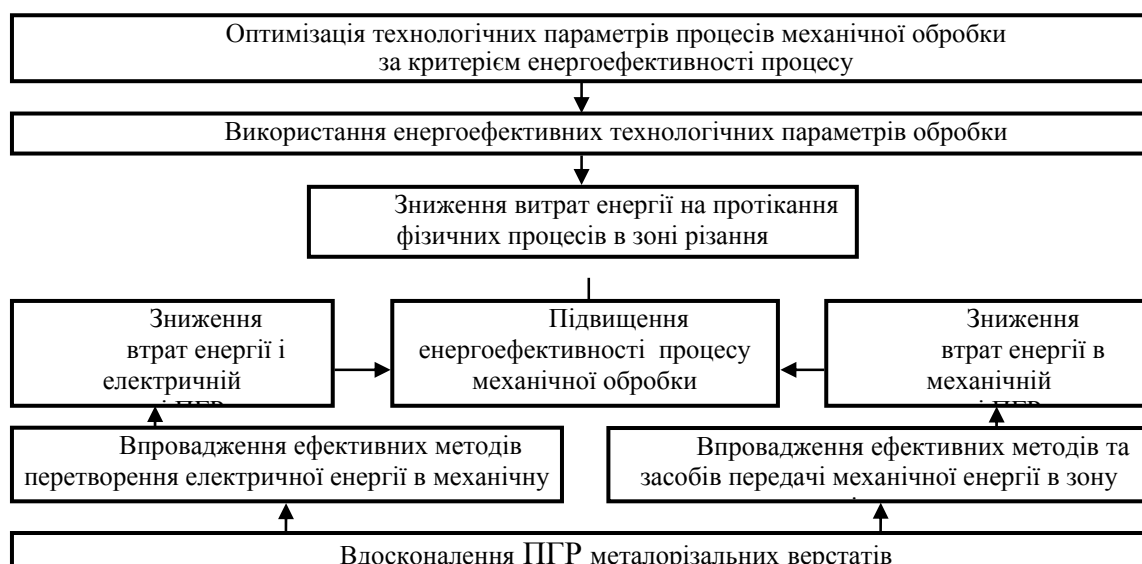


Рис. 1. Основні напрями підвищення енергоефективності процесів механічної обробки деталей на важких токарних верстатах

Зниження витрат енергії в електричній і механічній частини ППР верстата передбачає модернізацію приводу, що не завжди може бути реалізовано. Більш перспективним напрямком підвищення енергоефективності обробки деталей є зниження витрат енергії на протікання фізичних процесів в зоні різання, що забезпечується за рахунок оптимізації технологічних параметрів обробки.

Загальна структура математичної моделі для визначення оптимальних технологічних параметрів процесів механічної обробки деталей передбачає вирішення оптимізаційної задачі виду [3, 4, 5]:

$$Q = \text{extr}\{f(x, \omega) | x \in D\} \quad (1)$$

з системою обмежень виду:

$$g(x, \omega) \leq 0; \quad f(x) \leq 0; \quad a_i \leq x_i \leq b_i, \quad (2)$$

где $f(x, \omega)$ – цільова функція (критерій оптимізації);

x – керовані параметри обробки;

ω – постійні входні параметри обробки;

D – область припустимих значень керованих параметрів обробки x ;

$a_i = \text{const}$, $b_i = \text{const}$.

Розробка структури математичної моделі процесу механічної обробки передбачає конкретизацію оптимізаційної задачі (1) з обмеженнями (2) шляхом послідовного виконання етапів, представлених у роботі [6].

Новизна виконаних досліджень полягає у тому, що:

– на основі аналітичних та експериментальних досліджень сформульовані загальні наукові підходи до формування структури оптимізаційної математичної моделі для визначення енергоефективних технологічних параметрів обробки деталей важкого машинобудування;

– вдосконалена модель цільової функції енергоефективності процесу механічної обробки на важких і унікальних верстатах, в якості цільової функції моделі енергоефективності процесу різання запропонована функція мінімуму питомої енергоємності різання та запропоновані обмеження для цільової функції, в тому числі обмеження щодо витрат твердого сплаву та часу роботи двигуна приводу головного руху верстатів на холостому ході [4, 5, 6];

– вдосконалена математична модель технологічної системи важких верстатів токарно-карусельної та фрезерно-розточувальної групи, яка дозволяє визначити обмеження для цільової функції енергоефективності та моделювати зміну параметрів процесу різання у залежності від геометричних і конструктивних параметрів інструменту та різноманітних технологічних факторів [5, 6, 7].

Практичне значення досліджень полягає у вирішенні частини важливої науково-практичної задачі підвищення енергоефективності процесів механічної обробки деталей на важких та унікальних верстатах різних груп, за рахунок розробки моделей та програмно-математичного комплексу для багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічних систем важкого машинобудування за критерієм енергоефективності процесів механообробки, системи інструментів [8, 9] для енергоефективної механообробки на важких верстатах.

Алгоритми програмно-математичного комплексу базуються на сучасному високоефективному нейромережевому методі оптимізації, який включає в себе взаємодію нейронної мережі та генетичного алгоритму, що дозволяє збільшити кількість критеріїв, параметрів і обмежень.

Результати досліджень пройшли апробацію та впроваджені в умовах ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ). Впровадження дозволило скоротити номенклатуру збірного інструменту для важких верстатів, зменшити допоміжний час зміни інструменту на 25%, а також підвищити енергоефективність обробки на важких токарних верстатах на 20%.

Список літератури:

1. *Мироненко Е.В. Проектирование* блочно-модульных инструментов для тяжелых токарных станков [Текст] / Е.В. Мироненко, А.Н. Кравцов; Донбасская государственная машиностроительная академия; Закрытое акционерное об-во "ОНИКС (Об-ние науч., инженерных и коммерческих структур). Краматорск: ДГМА; Ирбит: ОНИКС, 2014 - 299 с. – ISBN 978-5-906703-01-9.
2. *Мироненко, Е. В. Оптимизация режимов резания при обработке на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат* / Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко, Л. В. Васильева, О. Е. Мироненко // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. Харків : НТУ «ХПІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70.
3. *Мироненко, Е. В. Общая структура математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения* / Е. В. Мироненко, Г. П. Клименко, В. В. Калинин // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2015. – Вып. 85. – С. 202–210.
4. *Підвищення енергоефективності процесів механообробки на основі багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічних систем важкого машинобудування* [Текст]: звіт з НДР (заключ.): Д01-2015 / ДВНЗ Донбаська державна машинобудівна академія; керівник Мироненко Є.В.; викон.: Гузенко В.С., Міранцов С.Л., Калініченко В.В. [та ін.]. – Краматорськ, 2016. – 165 с. – ДР 0115U003122. – Інв. № 0217U003291.
5. *Мироненко Е.В. Повышение энергоэффективности процессов обработки на тяжелых станках фрезерно-расточной группы* / Е.В. Мироненко, С.Л. Миранцов, В.Л. Аносов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ «ХПІ», 2016. – № 5 (1177). – С. 104-109. – ISSN 2079-0023.
6. *Mironenko E. Heavy vertical lathe equivalent elastic system modeling* / E. Mironenko, S. Mirantsov, D. Huzenko // Вісник тернопільського національного технічного університету. Науковий журнал. – Тернопіль: ТНТУ, 2017. – №3 (87). – С.90 – 100. ISSN 1727-7108.
7. *Полупан І.І. Підвищення ефективності відновлення профілю колісних пар збірними різцями*: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Полупан Іван Іванович; ДДМА; наук. кер. Гузенко В.С. – Краматорськ: [б.в.], 2016. – 170 с.
8. *Хорошайло В.В. Підвищення ефективності розточування отворів на токарних верстатах шляхом створення вібростійкої інструментальної системи*: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Хорошайло Вадим Вікторович; ДДМА; наук. кер. Гузенко В.С. – Краматорськ: [б.в.], 2016. – 149 с.
9. *Пат. 108585 Україна, МКП В23В 27/04. Збірний відрізний різець* / В.С. Гузенко, С.Л. Міранцов, Є.В. Мироненко, В.В. Трунов. – № u201600087; заявл. 04.01.2016; опубл. 25.07.2016, бюл. №14.

УДК 621.941

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ СТІЙКОСТІ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА ПРИ РОЗТОЧУВАННІ

Шевченко О.В., Ліщінер-Іващенко О.В.

КПІ ім. Ігоря Сікорського, м. Київ, Україна

Розточування отворів при токарній обробці виконується у випадках, коли діаметри отворів не відповідають стандартним діаметрам свердел і зенкерів та при обробці отворів із непрямолінійною твірною. Крім того, при обробці литих та штампованих заготовок внаслідок значних коливань припуску і твердості оброблюваного матеріалу та похибок взаємного розміщення поверхонь виникає необхідність їх виправлення розточуванням однолезовим різцем, встановленим в розточувальній оправці.

Процес розточування менш продуктивний, ніж свердління, чи зенкерування, але цим способом можна отримати отвори з більш високими технічними вимогами до точності і якості обробки та точності центрування. Таким чином, розточування можна вважати найбільш універсальним способом обробки отворів на токарному верстаті.

В процесі розточування сила різання змінюється внаслідок змінних умов обробки, що призводить до нерівномірних відносних пружних деформацій інструменту і деталі та виникненню похибок розмірів та форми оброблюваних поверхонь. Величина цих пружних деформацій залежить від миттєвих значень сили різання та жорсткості пружної системи верстата, а саме, її здатності протидіяти коливанням сили різання.

Коливання, які виникають при різанні достатньо жорстким інструментом, визначаються властивостями всієї багатоконтурної пружної системи верстата. У випадку обробки розточувальними оправками рівень коливань інструменту визначається жорсткістю та коливаннями самої оправки, а втрата вібростійкості виникає в основному на формі її коливань. Рівень пружних деформацій розточувальної оправки залежить від матеріалу оправки, розміру та форми поперечного перерізу, довжини консольної частини, величини сили різання та способу кріплення оправки на верстаті.

В залежності від механічних властивостей оброблюваного матеріалу, геометрії інструменту, режимів та інших умов різання стружкоутворення може бути стійким з утворенням неперервної зливної стружки, або нестійким з утворенням стружки надлому чи елементної. Нестійке стружкоутворення викликає, як правило, втрату вібростійкості динамічної системи верстата. Виникають недопустимі автоколивання і погіршується якість обробленої поверхні (рис.1).



Рис. 1. Основні методи боротьби з недопустимими вібраціями при обробці на верстатах [1]

Особливістю процесу розточування на токарному верстаті є невисокі режими різання при чорновій та напівчистовій обробці, що пов'язано з обмеженою радіальною жорсткістю консольної частини оправки. При розточуванні вибір інструменту залежить від діаметру обробки, а довжина чи глибина отвору визначає виліт консолі. При цьому виліт консолі вибирається мінімальним, а діаметр за можливістю максимальним, що обмежується діаметром отвору. Крім того, необхідно забезпечити безперешкодне відведення стружки та достатній радіальний хід інструменту. Вказані обмеження обумовлюють необхідність детального відпрацювання конструкції розточувальної оправки для забезпечення стабільності процесу різання.

В процесі обробки тангенціальна і радіальна складові сили різання намагаються відтиснути розточувальний інструмент від заготовки. Тангенціальна складова буде зміщувати інструмент нижче лінії центрів верстата, зменшуючи величину заднього кута. Це зміщення буде найбільше впливати на зниження вібростійкості при обробці отворів малого діаметру, коли різальна пластина повинна мати значний задній кут, щоб уникнути «затирання» обробленого отвору. Відтискання інструменту під дією радіальної складової сили різання призводить до зменшення глибини різання і стоншення стружки, що може призвести появи додаткових вібрацій. Для зменшення впливу осьової складової сили різання на відтискання інструменту від оброблюваної поверхні рекомендують вибирати головний кут в плані наближеним до 90^0 . Таким чином, жорсткість консольної частини оправки разом з жорсткістю її кріплення на верстаті будуть визначати рівень вібростійкості розточувальної оправки [2].

Ефективним способом підвищення вібростійкості процесу розточування є підвищення демпфіруючої здатності консольної частини оправки (рис. 2). У більшості відомих конструкцій оправок для встановлення демпфера використовується значна частина внутрішнього об'єму тіла консольної частини борштанги. Недоліком такого розточувального інструменту є його низька радіальна жорсткість в точці розміщення різальної пластини внаслідок наявності порожнини значного діаметру в корпусі для розміщення демпфіруючого пристрою.



Рис. 2. Способи гасіння вібрацій при різанні на верстаті

Для забезпечення в точці різання радіальної жорсткості консольної частини розточувальної оправки з порожниною для демпфера на рівні жорсткості суцільного тіла оправки необхідно, щоб діаметр порожнини не перевищував половини діаметру консольної частини оправки. При виконанні цієї умови втрачається не більше $3\div 5\%$ радіальної жорсткості оправки та є можливість встановлення демпферу в порожнині для підвищення її демпфіруючої здатності і, як наслідок, підвищення вібростійкості при розточуванні [3].

З врахуванням вказаних особливостей розроблено ряд вібростійких конструкцій розточувальних оправок для верстатів токарної групи.

Список літератури:

1. Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пос. для вузов.-2-е изд. перераб. и доп. – К.: Выща школа, 1989. - 272 с.
2. http://texinfo.inf.ua/razdeli/texn_obr/tokarn_obr_5.html
3. Розточувальна оправка: Патент на корисну модель № 117470: МПК В23В 29/02. Опуб. 26.06.2017, Бюл. №12. – 3с. (автори Шевченко О.В., Яшник А.В., Беляєва А.Ю.).