

ISSN 2079-004X(Print), ISSN 2786-7587(Online), №2(10), 2024

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ
І НАУКИ УКРАЇНИ**

**Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»**

**MINISTRY OF EDUCATION
AND SCIENCE OF UKRAINE**

**National Technical University
"Kharkiv Polytechnic Institute"**

**Вісник Національного
технічного університету
«ХПІ». Серія: Технології в
машинобудуванні**

№ 2(10)'2024

Збірник наукових праць

Видання засноване у 1961 р.

**Bulletin of the National
Technical University
"KhPI". Series: Techniques in
a machine industry**

No. 2(10)'2024

Collection of Scientific papers

The edition was founded in 1961

**Харків
НТУ «ХПІ», 2024**

**Kharkiv
NTU "KhPI", 2024**

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Вестник Национального технического университета «ХПИ». = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків: НТУ «ХПІ», 2024– № 2(10). –120 с.–ISSN 2079-004X(Print), ISSN 2786-7587(Online).

Видання присвячене освітленню досягнень в галузі машинобудування. Мета видання полягає у публікації оригінальних досліджень, які теоретично досліджують та вдосконалюють технологічні процеси виготовлення деталей машин і складання виробів, технологічного обладнання та оснащення, із приділенням особливої уваги: методам механічної обробки, їх стабільності і надійності; формуванню точності й якості поверхонь деталей машин; моделюванню, проектуванню й оптимізації технологічних процесів; організаційно-технологічним проблемам гнучкого виробництва; автоматизації операцій механоскладального виробництва; створенню, управлінню та діагностиці технологічних і мехатронних систем; інтегрованим та комп'ютерним технологіям в машинобудуванні; проблемам створення систем підтримки життєвого циклу виробу машинобудування; фізико-механічним та нанотехнологіям в машинобудуванні.

Для науковців та фахівців в галузі технологій машинобудування, викладачів вищої школи, аспірантів і студентів. This issue is devoted to clarify achievements in the mechanical engineering. The purpose of the edition is publishing original researches which explore theoretically and improve the engineering processes of machines parts manufacturing and products assembly, equipment, jigs and fixtures with paying special attention to stability and reliability of machining methods; assurance of accuracy and quality of surfaces; modeling, design and optimization of machining processes; organizational and technical problems of flexible production; automation of operations of mechanical assembly production; creation, management and diagnostics of technological and mechatronic systems; integrated and computer technologies in engineering; design problems of systems for supporting the life cycle of a machine-building product; physical-mechanical technologies and nanotechnologies in mechanical engineering. The edition is intended for scientists and specialists of mechanical engineering, lecturers, post-graduate students and students.

Реєстр суб'єктів у сфері медіа, ідентифікатор медіа R30-01541 згідно з рішенням Національної ради України з питань телебачення і радіомовлення від 16.10.23. № 1075

Свідомство про державну реєстрацію друкованого засобу масової інформації України КВ № 24359-14199Р від 10 лютого 2020 р.

Мова статей – українська, англійська.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні включено до «Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора наук, кандидата наук та ступеня доктора філософії», **категорія «Б» (наказ МОН України № 320 від 07.04.2022 р.).** **Періодичність 2 рази на рік. УДК 620-УДК 629**

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні включений до зовнішніх інформаційних систем, у тому числі в наукометричну базу даних Index Copernicus (Польща), Google Scholar; зареєстрований у світовому каталозі періодичних видань бази даних Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA).

Офіційний сайт видання: <https://web.kpi.kharkov.ua/tmms/uk/visnik-ntu-hpi/>

Засновник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут» **Founder** National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute"

Видавник кафедра технологій машинобудування та металорізальних верстатів НТУ «ХПІ»

Publisher, Department of Machine Building Technology and Metal Cutting Machines, NTU "KhPI"

Редакційна колегія

Editorial board

Головний редактор:

Editor in Chief:

Пермяков О.А., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Permyakov O.A., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI", Ukraine

Заступник головного редактора:

Deputy editor:

Клочко О.О., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Klochko O.O., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI", Ukraine

Відповідальний секретар:

Responsible secretary:

Набока О.В., к-т техн. наук, проф. НТУ «ХПІ», Україна

Naboka O.V., Technical College Sciences, Prof. NTU "KhPI", Ukraine

Члени редколегії:

Members of the editorial board:

Антонюк В.С., д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ», Україна

Antonyuk V.S., Dr. Tech. Science, Prof., NTUU "KPI", Ukraine

Бембенек Міхал, д-р техн. наук, інженер, проф. AGH, Польща

Bembenek Michal, Dr. Tech. Sciences, engineer, Prof., AGH, Poland

Воронцов Б.С., д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ», Україна

Vorontsov B.S., Dr. Tech. Science, Prof., NTUU "KPI", Ukraine

Гасанов М.І., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Hasanov M.I., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI", Ukraine

Добротворський С.С., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»

Dobrotvorskyi S.S., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI"

Дмитрієв Д.О., д-р техн. наук, проф., ХНТУ, Україна

Dmitriev D.O., Dr. Tech. Sciences, Prof., KhNTU, Ukraine

Драган Перакович PhD, професор, Университет

Dragan Perakovich PhD, professor, University, Zagreb, Croatia

Загреб, Хорватія

Kalchenko V.V., Dr. Tech. Sciences, Prof., ChNTU, Ukraine

Кальченко В.В., д-р техн. наук, проф., ЧНТУ, Україна

Klymenko S.A., Dr. Tech. Corresponding Member of Sciences Academy of Sciences of Ukraine

Клименко С.А., д-р техн. наук член-коресп. АН України

Kovalev V.D., Dr. Tech. Sciences, Prof., DDMA, Ukraine

Ковальов В.Д., д-р техн. наук, проф., ДДМА, Україна

Kupriyanov O.V., Dr. Tech. Sciences, Prof., UIPA, Ukraine

Купріянов О.В., д-р техн. наук, проф., УІПА, Україна

Myronenko E.V., Dr. Tech. Sciences, Prof., DDMA, Ukraine

Мироненко Є.В., д-р техн. наук, проф., ДДМА, Україна

Balog, Mikhal, associate professor, Doctor of Philosophy,

Михал Балол (Балог, Михал), доцент, доктор філософії,

Košice Technical University, Slovakia

Технический университет Кошице, Словачія

Novikov F.V. Dr. Tech. of Sciences, prof., S. Kuznets HNEU

Новіков Ф.В. д-р техн. наук, проф., ХНЕУ ім. С.Кузнеця

Pasichnyk V.A., Dr. Tech. Science, Prof., NTUU "KPI", Ukraine

Пасічник В.А., д-р техн. наук, проф., НТУУ «КПІ», Україна

Ropyak L. Ya., Dr. Tech. Sciences, Prof., IFNTUNG, Ukraine

Роп'як Л.Я., д-р техн. наук, проф., ІФНТУНГ, Україна

Stalinsky D.V., Dr. Tech. of Sciences, Prof., SE UkrNTC

Сталінський Д.В., д-р техн. наук, проф., ДП УкрНТЦ

"ENERGOSTAL", Ukraine

«ЕНЕРГОСТАЛЬ», Україна

Stepanov M.S., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI", Ukraine

Степанов М.С., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Stupnytskyi V.M., Dr. Tech. Sciences, Prof. Lviv Polytechnic

Ступницький В.М., д-р техн. наук, проф. Львівська «Політехна»

Fadeev V. A., Dr. Tech. Science, Prof., PJSC "FED", Ukraine

Фадєєв В.А., д-р техн. наук, проф., ПАТ «ФЕД», Україна

Khavin G.L., Dr. Tech. Sciences, Prof., NTU "KhPI", Ukraine

Хавін Г.Л., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ», Україна

Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ «ХПІ».

Протокол № 9 від 289 листопада 2024р., ISSN 2079-004X(Print), ISSN 2786-7587(Online).

© Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 2024

СТЕПАНОВ М.С., ГАСАНОВ М.И., РУДНЕВ О.В., КОТЛЯР О.В., ТИТАРЕНКО О.В., ИВАНОВА М.С. БАРАНОВ В.М.

ОЦІНКА ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ТВЕРДИХ ЗМАЩУВАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ АЛМАЗНОМУ ШЛІФУВАННІ ТРУДНООБРОБНИХ СПЛАВІВ І СТАЛІВ

Проаналізовано результати досліджень алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів, що використовуються при виготовленні та ремонту авіаційної техніки: титанового сплаву VT-22 та жароміцної дисперсійно-твердіючої високолегованої нержавіючої сталі 10X11H23T3MP. Шліфування проводилося з використанням твердих змащувальних матеріалів, що були розроблені авторами. Отримані результати дозволяють стверджувати, що тверді змащувальні матеріали здатні ефективно зменшувати роботу тертя. Стеаринову кислоту слід вважати основою для створення ТЗМ з подальшим удосконаленням їх складу.

Ключові слова: алмазне шліфування, тверді змащувальні матеріали, важкооброблювані матеріали, титановий сплав, жароміцна дисперсійно-твердіюча високолегована нержавіюча сталь.

STEPANOV M.S., GASANOV M.I., RUDNEV A.V., KOTLYAR O.V., TITARENKO O.V., IVANOVA M.S., BANOV V.M.
EVALUATION OF THE EFFICIENCY OF USING SOLID LUBRICANTS IN DIAMOND GRINDING OF HARD-TO-MACHINE ALLOYS AND STEELS

The results of research on cutting forces during diamond grinding of materials used in the manufacture and repair of aircraft equipment: titanium alloy VT-22 and heat-resistant dispersion-hardening high-alloy stainless steel 10X11H23T3MP were analyzed. Grinding was carried out using solid lubricating materials developed by the authors. The obtained results allow us to state that solid lubricating materials are able to effectively reduce friction. Stearic acid should be considered the basis for the creation of TZM with further improvement of their composition.

Keywords: Key words: diamond grinding, hard lubricating materials, hard-to-machine materials, titanium alloy, heat-resistant dispersion-hardening high-alloy stainless steel.

Більшість технологічних операцій механічної обробки неможливе без застосування ЗОР. ЗОР сприяє суттєвому поліпшенню параметрів процесу різання, зокрема зниження контактної температури, зменшення «засалювання» шліфувального круга тощо. При використанні ЗОР застосовуються твердіші круги, ніж при шліфуванні «всуху». Алмазні шліфувальні круги можуть застосовуватися як з використанням ЗОР, так і без. Бажано шліфувати заготовки із застосуванням ЗОР, так як при цьому шліфувальний круг менше зношується і є можливість обробки на більш жорстких режимах.

Проте, ЗОР та продукти їхньої переробки залишаються одним із головних джерел забруднення навколишнього середовища.

Витрати виробництва та експлуатацію ЗОР становлять від 5 до 15% виробничих витрат при витратах на інструмент до 4%. Високі експлуатаційні витрати на ЗОР є однією з причин скорочення їх використання на металорізальних верстатах. Альтернативною заміною ЗОР вважаються тверді змащувальні матеріали (ТЗМ).

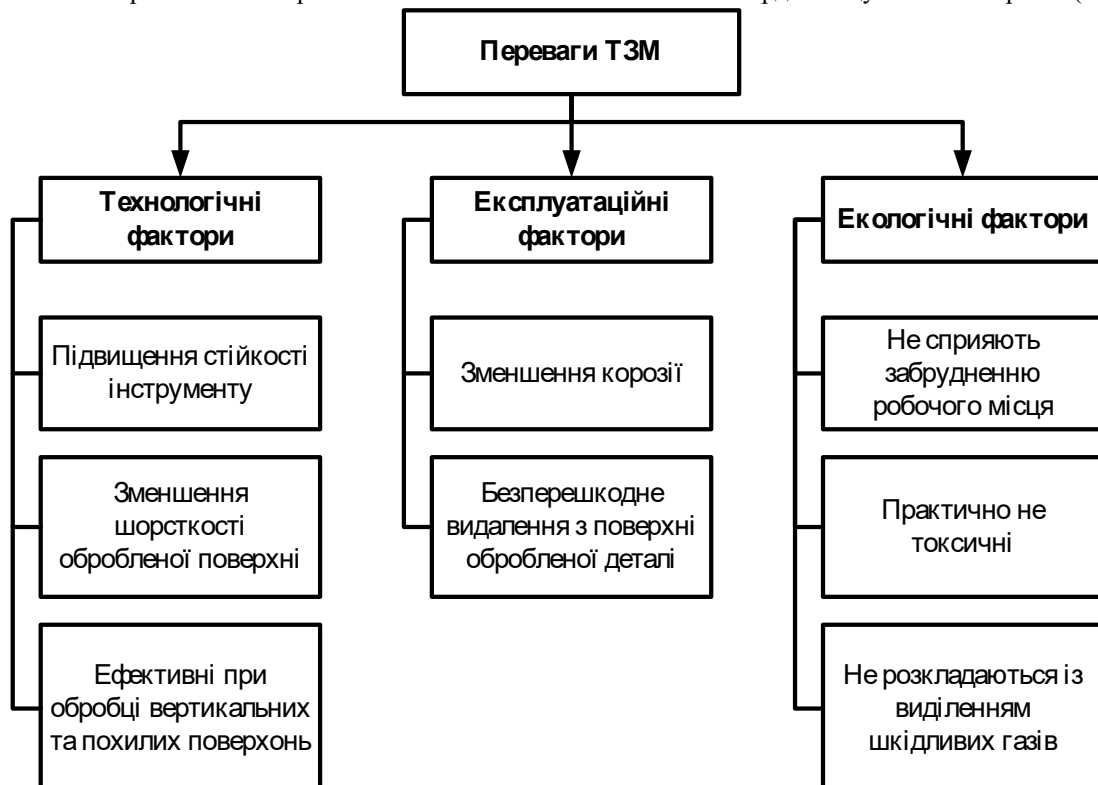


Рис. 1 – Переваги ТЗМ

При введенні їх в зону обробки можна значно зменшити силу різання, знизити температуру у зоні контакту, підвищити стійкість абразивного інструменту [1].

Використання ТЗМ може також поліпшити шорсткість шліфованої поверхні. Так у роботі [2] робиться висновок, що підвищення шорсткості поверхні, пов'язане із застосуванням уривчастих кругів, можна компенсувати нанесенням на робочу поверхню круга твердого мастила у складі: стеаринова кислота (60 – 65%), олеїнова кислота (20 – 25%), ацетамід (інше) [2].

Одним із лідерів у розробці та використанні ТЗМ є авіакосмічна корпорація Boeing, яка виробляє ТЗМ для власного виробництва та для реалізації різним споживачам.

В Україні дослідженню ТЗМ значну увагу також приділяє низка організацій. Для підвищення стійкості інструменту при алмазному шліфуванні та покращення санітарно-гігієнічних норм праці можна використовувати ТЗМ у наступному складі: віск – 48%, графітол – 50%, олеїнова кислота – 2% [3].

Для зниження коефіцієнта тертя в зоні контакту можна використовувати тверді мастила на основі дисульфідів та диселенідів молибдену, що дозволяє знизити температуру різання [4].

З метою підвищення ефективності застосування твердих мастил при заточуванні ріжучого інструменту круги просочують полімерсодержащими матеріалами. Просочення круга полягає у введенні в круг полімерних компонентів з додаванням поверхнево-активних речовин. При цьому розрізняють рідке та сухе просочення. Сухе просочення круга здійснюється безпосередньо в процесі шліфування [5]. Відомі спроби нанесення твердого мастильного матеріалу в розплавленому стані на робочу поверхню шліфувального круга, що призвело до зменшення шорсткості Ra від 3 до 35% (залежно від складу ТЗМ порівняно зі шліфуванням без застосування ТЗМ. Найбільш помітне зниження шорсткості при шліфуванні сталей 40X, 12X13, ХВГ, Р6М5 забезпечував ТЗМ до складу якого входили графіт сріблястий і дисульфід молибдену [6]. У деяких дослідженнях стверджується, що до складу твердого мастила для шліфувальних кругів раціонально застосувати диселенід молибдену, йодистий кадмій та окис гексафторпропілену. При цьому утворюються хімічно стійкі та термостійкі захисні плівки. У процесі обробки окис гексафторпропілену піддається деструкції з утворенням макрорадикалів із високою реакційною здатністю. Макрорадикали, що містять фтор, адсорбуються на ювенільних поверхнях оброблюваних деталей і, надаючи слабку дію, що розтягує, забезпечують пластичне деформування при зніманні металу. В даний час обсяг інформації про властивості ТЗМ є необхідним, але недостатнім для забезпечення необхідної продуктивності обробки та точності шліфованої поверхні.

Однією з розв'язуваних завдань є коригування і вдосконалення вихідної рецептури ТЗМ (зокрема для змінних умов експлуатації).

В даний час універсальний склад ТЗМ, який задовольняв би всім вимогам до продуктивності обробки до якості шліфованої поверхні відсутня. Тому наукові дослідження спрямовані на визначення можливостей ефективного використання ТЗМ при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів залишаються актуальними.

Якість функціонування ТЗМ є комплексною властивістю, що включає показники властивостей ТЗМ і виражається через показники ефективності всього процесу механічної обробки.

Параметри якості шліфованої поверхні можуть бути забезпечені різними методами та способами, діапазон яких є досить широким.

На даному етапі теорії різання при вирішенні більшості операційних технологічних питань визначення вкладу кожного з факторів у загальну оцінку якості обробленої поверхні при шліфуванні є актуальним завданням.

Мета дослідження – визначення значущості впливу зернистості шліфувального круга, глибини різання та ТЗМ на шорсткість поверхні при алмазному шліфуванні.

Для забезпечення вихідних параметрів шорсткості обробленої поверхні заготівлі важливо оцінити їх з урахуванням режимів обробки, матеріалу заготівлі, характеристики шліфувального круга, а й з урахуванням складу і витрати ТЗМ.

Шліфували заготовки з важкооброблюваних матеріалів: сплаву ВК6 (використовується для виробництва ріжучих пластин інструментів), сплаву ВТ22 (використовується для виробництва деталей та вузлів деталей, у тому числі авіаційної техніки), високоміцної сталі 10X11Н23ТЗМР (використовуваною для виробництва деталей, які експлуатуються та агресивних середовищ, наприклад лопатки турбін, диски, пружини).

Шліфування проводили на верстаті моделі ЗД642Е кругами на бакелітовій зв'язці із зернистістю АС4 50/40 100%, АС4 100/80 100%, АС4 160/125 100%.

Параметри режиму шліфування: швидкість круга $V_k=25$ м/с, швидкість поздовжнього переміщення столу $S_{пр}=1$ м/хв, глибина різання $t=0,005 - 0,015$ мм/дв. хід.

Як ТЗМ використовували зразки наступного складу: стеаринова кислота – 80%, нітрид бору гексагональний – 20%.

Склад ТММ наносили на ріжучу поверхню кола через 2 подвійні ходи столу (на третьому) без зміни швидкості круга.

Нині найчастіше технологічні процеси оцінюють за кількома критеріями, тобто застосовують узагальнену оцінку. При цьому заздалегідь задають спосіб приведення кількох критеріїв до одного узагальненого.

Складність отримання узагальненого критерію у тому, що якість ТЗМ необхідно оцінювати не саме собою, а реальному процесі алмазного шліфування.

У ході досліджень порівнювали «значимість» параметрів круга, ТЗМ та режимів обробки. Відомо [7], що з оцінки якості кругів використовують:

- основні показники (продуктивність, період стійкості круга, питома витрата алмазу та ін);
- силові показники (складові сили різання, умовна напруга різання та ін.);
- енергетичні показники (ефективна потужність шліфування, питома витрата енергії по знятому металу та ін);
- додаткові показники (коефіцієнт ріжучої здатності круга, коефіцієнт шліфування та ін).

Теоретично оптимізації процесу різання глибину різання вважають головним обуренням, а під керуючим впливом зазвичай розуміють поздовжню подачу і швидкість різання [8].

Достовірність порівняльної оцінки технологічної ефективності ТЗМ багато в чому залежить від обґрунтованого вибору критеріїв оцінки їх технологічних властивостей.

Якщо для порівняльної оцінки мастильно-охолоджуючих технологічних засобів немає необхідної інформації, остаточно оцінювати технологічну ефективність можна за комплексним показником

$$\varphi_{ki} = \sum_{n=1}^M P_{in}^{opt} \times R_n^{opt},$$

де R_{in}^{opt} – нормоване значення пріоритету за n-м критерієм для i-ї СОЖ (i-го складу ПММ);

R_n^{opt} - значимість (ваговий коефіцієнт) n-го критерію;

M – число критеріїв.

Для оцінки «значимості» досліджуваних параметрів було прийнято:

$$K_{Ra}^z = \frac{R_a^{z_i}}{R_a^{z_n}}$$

- критерій ефективності застосування кола (за шорсткістю)
- де $R_a^{z_i}$ і $R_a^{z_n}$ - шорсткість поверхні, отримана із застосуванням кіл i-й та n-й зернистості відповідно.
- критерій ефективності призначеної глибини різання (за шорсткістю)

$$K_{Ra}^t = \frac{R_a^t_i}{R_a^t_n}$$

де $R_a^t_i$ та $R_a^t_n$ - шорсткість поверхні, отримана при шліфуванні з глибиною різання t_i і t_n відповідно.

– критерій ефективності застосування ПММ (за шорсткістю)

$$K_{Ra}^{TCM} = \frac{R_a}{R_a^{TCM}}$$

де R_a і R_a^{TCM} - шорсткість поверхні, отримана при шліфуванні із застосуванням ПММ і без, відповідно.

Вище наведені критерії можуть розглядатися як:

- приватні, що застосовуються для визначення «значущості» конкретних характеристик кругів, ТЗМ, параметрів режимів різання та матеріалу заготовлі;
- загальні, що застосовуються для групи параметрів кругів, ТЗМ, режимів різання та оброблюваних матеріалів;
- узагальнені, які застосовуються для всього діапазону кругів, ТЗМ, режимів різання та матеріалів.

Результати.

В результаті досліджень встановлено в 81,6% дослідів застосування ТЗМ призвело до зниження шорсткості і тільки в одному з проведених експериментів застосування ТЗМ не дало результату (що становить 3,7%).

У 14,7% дослідів використання ТЗМ дало зворотний результат, а саме збільшення шорсткості, причому це в основному спостерігалось при обробці з глибиною різання $t=0,015$ мм/дв. хід алмазними кругами АС4 160/125 100%.

Застосування ТЗМ особливо відчутне при шліфуванні з глибиною різання $t=0,005$ мм/дв. хід алмазними кругами АС4 50/40 100% при обробці сплавів ВК6 та ВТ22.

При шліфуванні заготовок із сталі 10Х11Н23ТЗМ найбільший ефект від застосування ТЗМ спостерігався при обробці з глибиною різання $t=0,015$ мм/дв. хід.

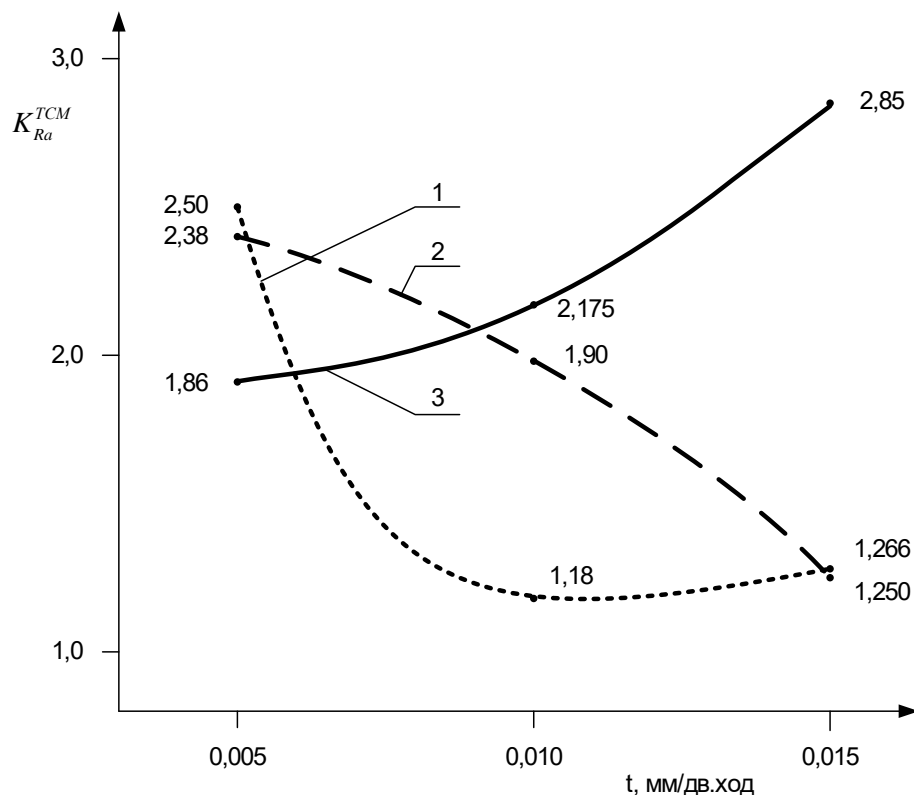


Рис. 2 – Зміна критерію K_{Ra}^{TCM} залежно від глибини різання t : шліфувальний круг АС4 50/40 100%; 1, 2 і 3 заготовки зі сплавів ВТ22, ВК6 та сталі 10Х11Н23ТЗМР відповідно.

Як очевидно з графіків (рис. 2) збільшення глибини різання сприяє зменшенню критерію K_{Ra}^{TCM} (при шліфуванні заготовок зі сплавів ВТ22 і ВК6), тобто вплив ТЗМ на шорсткість поверхні R_a знижується практично в 2 рази. При шліфуванні заготовок із сталі 10Х11Н23ТЗМР «значимість» ТЗМ зі збільшенням глибини різання 0,005 до 0,015 мм/дв. хід збільшується (на відміну від сплавів ВТ22 та ВК6). Очевидно це можна пояснити різними умовами формування шорсткості, зумовлені різницею властивостей оброблюваних матеріалів.

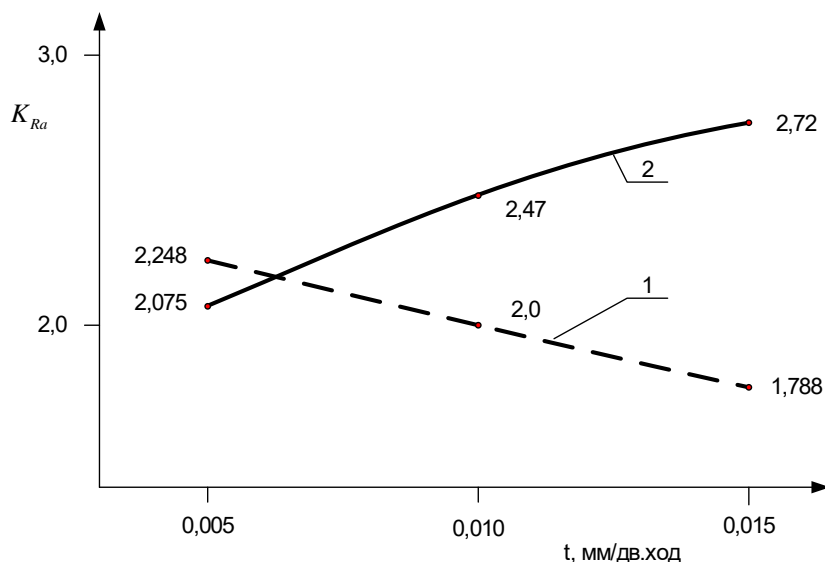


Рис. 3 – Зміна загального критерію ефективності K_{Ra} для групи оброблюваних матеріалів (заготовки зі сплавів ВТ22, ВК6 і сталі 10Х11Н23ТЗМР) від глибини різання: 1 – «значимість» ТЗМ (K_{Ra}^{TCM}), 2 – «значимість» характеристики шліфувального круга (K_{Ra}^3).

Факт того, що при шліфуванні з малими глибинами різання «значимість» ТЗМ перевищує «значимість» характеристики круга підтверджують графіки наведені на рис. 3, побудовані для групи оброблюваних матеріалів.

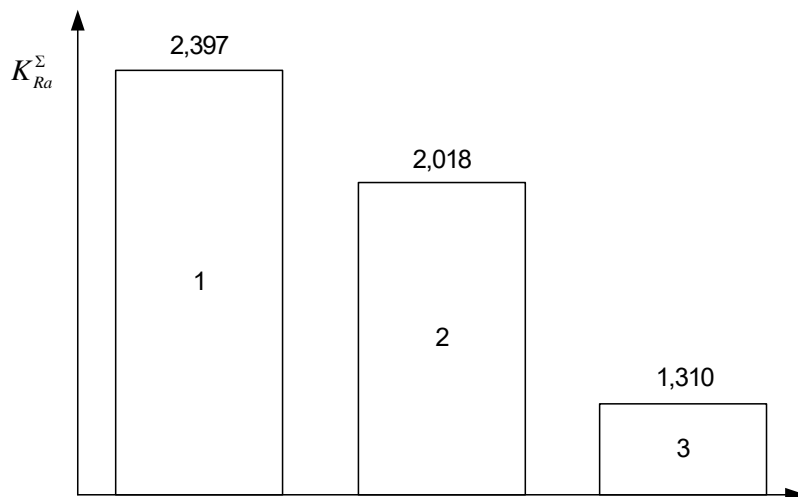


Рис. 4 – Ранжування факторів впливу на шорсткість поверхні Ra при алмазному шліфуванні: матеріал – сплави ВК6, ВТ22 та сталь 10X11Н23ТЗМР; шліфувальні круги зернистості АС4 50/40 100%; АС4 100/80 100%; АС4 160/125 100%; глибина різання $t = 0,005 - 0,015$ мм/дв. хід; 1, 2 та 3 – зернистість кола, застосування ПММ та глибина різання відповідно.

Обробка експериментальних даних дозволила проаналізувати та провести ранжування факторів впливу на параметр шорсткості Ra за узагальненим критерієм (рис. 4). Найбільше на параметр Ra впливає характеристика шліфувального круга (зокрема зернистість), а далі ТЗМ. У меншій мірі параметр Ra впливає глибина різання.

Список літератури:

1. Применение твёрдых технологических смазок при шлифовании вырубных штампов / Ларшин В.П., Гречиха А.А., Якимов А.В. // Вісник інженерної академії України, Київ 2001 №3, с. 354 – 357.
2. Расширение возможности использования прерывистых шлифовальных кругов на керамической связке / А. А. Якимов, В. М. Тонконогий, Л. В. Бовнегра, В. М. Тигарев // [Сучасні технології в машинобудуванні](http://nbuv.gov.ua/UJRN/Stvm_2016_11_8). - 2016. - Вип. 11. - С. 64-73. - http://nbuv.gov.ua/UJRN/Stvm_2016_11_8
3. Тверде мастило для алмазно-абразивної обробки інструментальних матеріалів. Патент на корисну модель 34193 МПК (2006). С10М 159/00 u200804827, 25.07.2008, Бюл.№ 14, 2008 р. (72) Оpubліковано: 25.07.2008 / Бровченко А.М., Лаврінченко В.І., Смоквіна В.В., Пономаренко І.П., Волошина В.Г.
4. А.С. №1214740. Смазка для механической обработки материалов. / Ю.И. Лисина, В.Г. Дигтенко. 1985. Бюл. № 8. 28.02.86.
5. Применение высокоэффективных смазочных материалов при резании / Коломиец В.В. // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві, 2014. Вип. 3(8) с. 166 – 170.
6. Шлифование с нанесением твёрдого смазочного материала в расплавленном состоянии на рабочую поверхность шлифовального круга / Н. И. Веткасов, А. В. Хазов // Вестник Ульяновского государственного технического университета. – 2008. – № 2. – С. 45–47.
7. Теория шлифования материалов / Маслов В.Н. // М., «Машиностроение», 1974, 320 с.
8. Петраков Ю.В., Драчёв О.И. Моделирование процессов резания: учебное пособие. Старый Оскол: ТНТ, 2011. 240 с.
9. Единая методика оценки эффективности СОЖ при шлифовании / Л.В. Худобин, В.В. Ефимов, Н.И. Веткасов // Станки и инструмент. – 1984. – №3. – С. 28 - 29.
10. Блюмберг В.А., Глущенко В.Ф. Использование метода расстановки приоритета для структуризации и решения управленческих задач в НИИ и КБ. – В кн. Совершенствование организации и планирования отраслевых научных и опытно-конструкторских разработок. Л.: Ленингр. инж.-экон. ин-т. 1971. с. 91 – 104.

Bibliography (transliterated):

1. Application of solid process lubricants in grinding of cutting dies / Larshin V.P., Grechikha A.A., Yakimov A.V. // News of the Engineering Academy of Ukraine, Kyiv 2001 No.3, pp. 354–357.
2. Expanding the Possibility of Using Intermittent Grinding Wheels on a Ceramic Bond / A.A. Yakimov, V.M. Tonkonogy, L.V. Bovnegra, V.M. Tigarev // [Modern Technologies in Mechanical Engineering](http://nbuv.gov.ua/UJRN/Stvm_2016_11_8). - 2016. - Issue. 11. - pp. 64–73. - http://nbuv.gov.ua/UJRN/Stvm_2016_11_8
3. Solid oil for diamond abrasive processing of tool materials. Patent for corisna model 34193 IPC (2006). C10M 159/00 u200804827, 07.25.2008, Bulletin No. 14, 2008 (72) Published: 07.25.2008 / Brovchenko A.M., Lavrinenko V.I., Smokvina V.V., Ponomarenko I.P., Voloshina V.G.
4. A.S. No. 1214740. Lubricant for mechanical processing of materials. / Yu.I. Lisina, V.G. Digtenko. 1985. Bulletin No. 8. 28.02.86.
5. Application of highly effective lubricants in cutting / Kolomiets V.V. // Information technologies in education, science and production, 2014. Issue. 3(8) pp. 166 – 170.
6. Grinding with the application of a solid lubricant in a molten state to the working surface of the grinding wheel / N.I. Vetkasov, A.V. Khazov // Bulletin of the Ulyanovsk State Technical University. – 2008. – No. 2. – pp. 45–47.
7. Theory of grinding materials / Maslov V.N. // М., "Mashinostroenie", 1974, 320 p.
8. Petrakov Yu.V., Drachev O.I. Modeling of cutting processes: a tutorial. Stary Oskol: TNT, 2011. 240 p.
9. Unified methodology for assessing the effectiveness of coolant during grinding / L.V. Khudobin, V.V. Efimov, N.I. Vetkasov // Machine tools and tools. - 1984. - No. 3. - P. 28 - 29.

10. Blumberg V.A., Glushchenko V.F. Using the priority setting method for structuring and solving management problems in research institutes and design bureaus. - In the book. Improving the organization and planning of industry scientific and experimental design developments. L.: Leningrad. ing.-econ. in-t. 1971. p. 91 – 104.

Поступила (received) 23.09.2024

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Степанов Михайло Сергійович (Stepanov Mykhailo) – доктор технічних наук, професор кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: Mykhaylo.Stepanov@khp.edu.ua, ORCID: 0000-0002-2224-6509

Гасанов Магомедємін Ісамагомедович (Hasanov Magomedemin) – доктор технічних наук, професор кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: kh.hpi.hasanov@gmail.com, ORCID: 0000-0002-2161-2386

Руднев Олександр Віталійович (Rudnev Aleksandr) – кандидат технічних наук, старший науковий співробітник кафедри «Інтегровані технології машинобудування» ім. М.Ф.Семко Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-61-43; e-mail: aleksandr1827.64@gmail.com, ORCID: 0000-0002-4091-6748

Котляр Олексій Віталійович (Kotlyar Oleksii) – доцент кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: Alexey_kotliar@ukr.net, ORCID: 0000-0001-7664-0395

Титаренко Оксана Валеріївна (Titarenko Oksana) – доцент кафедри інженерної механіки Національної академії Національної гвардії України м. Харків; тел.: +38 (057) 707-61-43; e-mail: oksanatitarenko4179@gmail.com, ORCID: 0000-0001-6811-7537

Іванова Марина Сергіївна (Ivanova Marina) – доцент кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: ivanovamaryna1@gmail.com, ORCID: 0000-0002-0848-6805

Баранов В'ячеслав Миколайович (Baranov Vyacheslav) – аспірант кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: slavik5910@gmail.com, ORCID: 0009-0007-8347-0823

КОВАЛЕВСЬКИЙ С.В., КОВАЛЕВСЬКА О.С., СИДЮК Д.М.

МОДЕЛЮВАННЯ ВПЛИВУ МАГНІТНО-РЕЗОНАНСНОЇ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ ТА ЇЇ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ПІДТВЕРДЖЕННЯ

Ця стаття зосереджена на аналізі впливу магнітно-резонансної обробки на матеріали та на практичному підтвердженні результатів моделювання. Розглядаючи комплексний вплив магнітних полів та резонансних вібрацій на мікроструктуру матеріалів, стаття вносить вклад у розуміння механізмів зміцнення та підвищення властивостей матеріалів. Автори розробили математичні моделі, що описують динаміку взаємодії між магнітними полями та механічними вібраціями, і виконали серію експериментів для перевірки цих моделей. Результати демонструють підвищення твердості, зносостійкості та інших ключових характеристик оброблених матеріалів, підтверджуючи потенціал магнітно-резонансної обробки в машинобудуванні. Дослідження також акцентує на значенні цієї технології для оптимізації життєвого циклу виробів, від проектування до утилізації, сприяючи сталому розвитку індустрії.

Ключові слова: магнітно-резонансна обробка, математичне моделювання, експериментальне підтвердження, мікроструктура матеріалів, технологічні інновації в машинобудуванні, життєвий цикл виробів.

KOVALEVSKYY S.V., KOVALEVSKA O.S., SYDIUK D.M.

MODELING THE IMPACT OF MAGNETIC RESONANCE PROCESSING OF MATERIALS AND ITS EXPERIMENTAL CONFIRMATION

This article focuses on analyzing the impact of magnetic resonance processing on materials and the practical verification of modeling results. By examining the complex effects of magnetic fields and resonant vibrations on the microstructure of materials, the article contributes to understanding the mechanisms of strengthening and enhancing material properties. The authors have developed mathematical models that describe the dynamics of interaction between magnetic fields and mechanical vibrations and have conducted a series of experiments to verify these models. The results demonstrate an increase in hardness, wear resistance, and other key characteristics of the processed materials, confirming the potential of magnetic resonance processing in mechanical engineering. The study also highlights the significance of this technology for optimizing the life cycle of products, from design to disposal, contributing to the sustainable development of the industry.

Keywords: magnetic resonance processing, mathematical modeling, experimental confirmation, material microstructure, technological innovations in mechanical engineering, product life cycle.

1. Вступ. У контексті швидких змін ринкових умов та зростаючих вимог до гнучкості виробництва, інноваційні технологічні системи, які дозволяють ефективно управляти життєвим циклом виробу, набувають особливої актуальності в сучасному машинобудуванні [1]. Застосування методів магнітно-резонансної обробки робочих поверхонь значно підвищує якість деталей, їхній термін служби та експлуатаційні характеристики, що сприяє підтримці високого рівня конкурентоспроможності виробів на високотехнологічних ринках [2,3].

Життєвий цикл виробу машинобудування включає в себе критичні етапи, такі як проектування, виробництво, експлуатація та утилізація. Кожен з цих етапів вимагає інтеграції складних технологічних процесів. Важливість реконфігурації технологічних систем полягає у їх здатності підтримувати весь життєвий цикл виробу, забезпечуючи не тільки виробництво, але й оптимальне використання ресурсів на кожному з етапів [4]. Тому, значення інноваційної технології магнітно-резонансної обробки для підвищення довговічності та ефективності робочих поверхонь виробничих деталей є критично важливим для оптимізації життєвого циклу виробу. Завдяки цій технології можливе зниження часу на підвищення загальної продуктивності, що сприяє сталому розвитку в галузі машинобудування.

Одним з основних напрямків інновацій є розробка модульних технологічних платформ, які дозволяють швидко адаптувати виробничі лінії до нових видів продукції. Це включає інтеграцію автоматизованих роботизованих систем, що зменшує людський фактор і підвищує точність виробництва.

Застосування технологій цифрових двійників дозволяє вести тестування та оптимізацію процесів в реальному часі, знижуючи ризики та витрати при впровадженні нових технологій.

Реалізація екологічно чистих технологій та оптимізація використання ресурсів на всіх етапах життєвого циклу виробу допомагають знижувати вплив виробництва на довкілля.

Таким чином підкреслюється важливість застосування інноваційних технологічних рішень, таких як магнітно-резонансна обробка, для підтримки ефективності та довговічності виробничих процесів у машинобудуванні. Ці технології не тільки сприяють підвищенню продуктивності, але й забезпечують оптимальне використання ресурсів на кожному етапі життєвого циклу виробу, що є критично важливим для сталого розвитку галузі [5].

Актуальність статті полягає в необхідності теоретичного аналізу та експериментального підтвердження впливу магнітно-резонансної обробки на фізико-механічні характеристики матеріалів як перспективної технології для підвищення довговічності робочих поверхонь деталей, що впливає на показники життєвого циклу виробів машинобудування.

2. Метою статті є розробка математичних моделей магнітно-резонансної обробки, які інтегрують магнітні, механічні та термодинамічні ефекти, що спрямовані на оптимізацію властивостей оброблюваних матеріалів, а також, експериментальне підтвердження можливої практичної ефективності у реальних умовах.

3. Викладення основного матеріалу та результати. Вплив постійного магнітного поля неодимового магніту на зразок, який вібрає з резонансною частотою під дією ширококугової наноамплітудної вібрації, є досить складним і мультимодальним процесом, який включає взаємодію магнітних, механічних та термодинамічних ефектів. Пропонуються математичні моделі процесів, які відбуваються під час такої взаємодії:

1. Магнітне поле і його вплив на матеріали.

Неодимові магніти виробляють дуже сильне магнітне поле, яке може впливати на електронні та атомні структури матеріалів, вміщених у це поле. Цей вплив залежить від магнітних властивостей матеріалу зразка. В матеріалах, які є феромагнітними або парамагнітними, магнітне поле може індукувати магнітні домени або вирівнювати магнітні моменти атомів, змінюючи таким чином їхні фізичні властивості [6,7].

2. Резонансна частота вібрації.

Коли зразок піддається вібрації на резонансній частоті, його атоми або молекули коливаються з максимально можливою амплітудою при даній зовнішній частоті збудження. Це призводить до збільшення внутрішнього енергетичного стану матеріалу, що може впливати на його механічні та термодинамічні характеристики [8].

3. Ширококугова наноамплітудна вібрація.

Введення ширококугових наноамплітудних вібрацій додає ще один рівень складності. Такі вібрації, що діють з малою амплітудою, але в широкому діапазоні частот, можуть забезпечувати більш рівномірний і постійний вплив на структуру матеріалу. Це може впливати на дефекти в кристалічній ґратці, зміцнення матеріалу або навіть на його хімічні властивості через посилення дифузійних процесів [9].

4. Термодинамічні ефекти.

Під час резонансної вібрації в матеріалі можуть генеруватися теплові ефекти через внутрішнє тертя та інші процеси перетворення енергії [10]. У поєднанні з сильним магнітним полем, це може призводити до зміни термічних властивостей матеріалу, його розширення або навіть до фазових перетворень.

Спільний вплив магнітного поля, резонансних вібрацій та ширококугових коливань може призвести до складних, але контрольованих змін у матеріалі. Це може включати зміцнення механічних властивостей, зміну електромагнітних властивостей, а також покращення зносостійкості та корозійної стійкості.

Загалом, вплив постійного магнітного поля і ширококугової наноамплітудної вібрації на зразок є високоефективним способом маніпулювання його властивостями на молекулярному та атомному рівнях, відкриваючи можливості для інженерії матеріалів і створення високопродуктивних виробів [11].

Розробка математичної моделі для такого впливу з окремих рівнянь впливу зазначених вище факторів може бути досить складною, але ось приклад моделі, яка може бути вихідним пунктом [12].

Модель розглядає зразок як систему з N атомів, кожен з яких має магнітний момент $\vec{\mu}_i$. Зразок піддається вібрації з амплітудою A і частотою f . Постійне магнітне поле \vec{B} впливає на кожен атом з силою:

$$\vec{F}_i = \vec{m}_i \times \vec{B}, \quad (1)$$

де \times означає векторний добуток.

Вплив вібрації на магнітний момент кожного атому описується через зміну цього моменту в часі, що задається рівнянням:

$$\frac{d\vec{\mu}_i}{dt} = \vec{v}_i = A f \cos(2\pi f t), \quad (2)$$

де t — час. Це рівняння показує, що швидкість зміни магнітного моменту атома (\vec{v}_i) пропорційна амплітуді вібрації A , частоті f і косинусу від фази вібрації.

Рух кожного атома з часом t , відкидаючи вплив інших атомів і зовнішніх факторів, можна описати як:

$$\vec{r}_i(t) = \vec{r}_i(0) + \int_0^t \vec{v}_i(t') dt'. \quad (3)$$

де $\vec{r}_i(0)$ — початкова позиція атома, а інтеграл від швидкості $\vec{v}_i(t')$ по часу t' дає переміщення атома.

Модель в основному зосереджена на взаємодії між магнітним полем і вібраціями зразка, яка потенційно може впливати на фізико-механічні властивості матеріалів. Цей вплив може бути значно різним для сталей, кольорових металів та неметалічних матеріалів через їх різноманітні магнітні та механічні характеристики. Розглянемо декілька ключових аспектів, які демонструють, як ця модель може бути пов'язана з властивостями різних матеріалів. Математичні моделі, які можуть описати вплив магнітних полів і вібрацій на різні типи матеріалів, представлені наступним чином [2,3,]:

Сталі (феромагнітні матеріали).

Для сталі, як феромагнітного матеріалу, зміна доменної структури під впливом зовнішнього магнітного поля може бути описана за допомогою магнітострикційного ефекту. Магнітострикція є явищем зміни форми або розмірів феромагнітного матеріалу внаслідок намагнічування:

$$\Delta l = \lambda \cdot l \cdot H \quad (4)$$

де: Δl — зміна довжини матеріалу, λ — коефіцієнт магнітострикції, l — первинна довжина матеріалу, H — магнітне поле.

Кольорові метали (наприклад, мідь, алюміній).

Для кольорових металів, які є слабомагнітними або немагнітними, можна розглянути ефекти, пов'язані з індукцією електричних струмів у металі, які з'являються через зміну магнітного поля або через рух матеріалу в магнітному полі:

$$\varepsilon = -N \frac{d\Phi_B}{dt}, \quad (5)$$

де: ε — Електрорушійна сила (ЕРС), N — кількість витків (для котушок), Φ_B — магнітний потік.

Це може спричинити нагрівання матеріалу, відоме як "ефект Джоуля".

Неметалічні матеріали (наприклад, кераміка, полімери).

У випадку неметалів, де магнітні властивості зазвичай ігноруються, важливими є механічні вібрації. Вони можуть впливати на мікроструктуру через механічні напруження і деформації:

$$\sigma = E \cdot \epsilon, \quad (6)$$

де: σ — напруження, E — модуль Юнга (модуль еластичності), ϵ — деформація.

Ці вібрації можуть викликати руйнування або структурні зміни, особливо при резонансних частотах.

Для аналізу впливу механічних вібрацій на матеріали в контексті зміцнення матеріалу, зменшення втоми та впливу на текучість і деформацію, можна розглянути наступні математичні моделі:

Зміцнення матеріалу.

Модель, що описує зміцнення матеріалу через впорядкування дефектів у структурі, може використовувати принцип суперпозиції стресів та їх релаксації. Вплив вібрацій можна розглядати як періодичне прикладання та зняття навантаження, що веде до поступової релаксації напружень навколо дефектів і, відповідно, до зменшення їхнього впливу на міцність матеріалу:

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{-\beta t} \cos(\omega t), \quad (7)$$

де $\sigma(t)$ — миттєве напруження в матеріалі, σ_0 — початкове напруження, β — коефіцієнт релаксації, ω — кутова частота вібрацій.

Зменшення втоми матеріалу.

Зменшення втоми можна моделювати, використовуючи модифіковану модель Палмгрена-Майнера для накопичення пошкоджень. Якщо припустити, що вібрації зменшують швидкість накопичення втомних пошкоджень, модель може виглядати наступним чином:

$$D(t) = \int_0^t \frac{dN}{N_f(\sigma(t'))} dt', \quad (8)$$

де $D(t)$ — ступінь втомного пошкодження, dN — кількість циклів навантаження, N_f — кількість циклів до руйнування при даному максимальному напруженні $\sigma(t')$.

Вплив на текучість і деформацію.

Для неметалічних матеріалів, як-от полімерів, можна використовувати модель, яка враховує залежність в'язко-пружних властивостей від частоти вібрацій. Релаксація напружень в полімерах може бути описана через комплексний модуль пружності, що залежить від частоти:

$$\sigma(t) = E^*(\omega)\epsilon(t), \quad (9)$$

де $E^*(\omega)$ — комплексний модуль пружності, який залежить від частоти вібрацій, $\epsilon(t)$ — деформація.

Комплексний модуль включає в себе як зсувну, так і в'язку складову, що дозволяє моделювати часові зміни деформації під впливом постійних вібрацій.

Ці моделі дають базове розуміння того, як вібрації можуть впливати на різні типи матеріалів, забезпечуючи зміцнення, зменшення втоми та зміну в'язко-пружних властивостей.

Модель, яка розглядає термодинамічні ефекти внаслідок вібрацій в магнітному полі, включає декілька кроків: від генерації тепла в матеріалі до впливу цього тепла на термічне розширення і напруження. Модель потрібно розглядати з урахуванням енергетичного балансу та механічної взаємодії між структурами матеріалу.

Моделювання введення вібраційної енергії.

$$\dot{Q} = f(A, f, \rho, c_p, V), \quad (10)$$

де: \dot{Q} — швидкість генерації тепла, A — амплітуда вібрацій, f — частота вібрацій, ρ — щільність матеріалу, c_p — теплоємність матеріалу, V — об'єм матеріалу.

Ця функція має враховувати, як вібрації в магнітному полі перетворюються на теплову енергію, що поглинається матеріалом.

Рівняння термічного розширення.

$$\Delta L = \alpha L \Delta T, \quad (11)$$

де: ΔL — зміна довжини матеріалу, α — коефіцієнт термічного розширення, L — початкова довжина, ΔT — зміна температури.

Зміна температури ΔT може бути зв'язана з генерацією тепла через:

$$\Delta T = \frac{Q}{mc_p} \Delta t, \quad (12)$$

де m — маса матеріалу, а Δt — час впливу вібрацій.

Моделювання термічних напружень.

$$\sigma_{thermal} = E\alpha\Delta T, \quad (13)$$

де: $\sigma_{thermal}$ — термічні напруження, E — модуль Юнга (еластичність) матеріалу.

Це рівняння показує, як термічне розширення викликає механічні напруження всередині матеріалу, що можуть вплинути на його міцність та інші механічні властивості.

Математичне моделювання термодинамічних ефектів у магнітному полі, яке гальмує наноамплітудні вібрації, дозволяє розуміти і прогнозувати поведінку матеріалів під час такого впливу. Врахування цих ефектів є важливим для розробки нових матеріалів та технологій, особливо в галузях, де високі температури та висока точність вимірювань є критичними факторами.

Особливий науковий інтерес представляє дослідження впливу на атомний і субатомний рівень матеріалів зразків, частинки яких піддаються вібраціям у сильному рівномірному магнітному полі на власних резонансних частотах з амплітудами нанометричного діапазону.

Реалізація запропонованого і розробленого методу магнітно-резонансної обробки матеріалів шляхом впливу на зразок, розміщений в рівномірному магнітному полі малопотужним акустичним сигналом з рівно ймовірнісним розподілом сигналів однакової амплітуди в діапазоні 20-20000 Гц. Дослідження використання рівномірного потоку магнітного поля, утвореного потужними постійними магнітами, виконано для впливу на об'єм матеріалу непереточувальних пластин ріжучого інструменту CNMG 120508E-M. Надана схема впливу рівномірного магнітного потоку, ініційованого в результаті резонансних коливань зразка, викликаних широкосмуговим впливом рівній амплітуди за допомогою генератора «білого шуму» і п'єзо випромінювача для варіантів взаємного розташування елементів складання для експериментальних досліджень магніторезонансної обробки евтектоїдної сталі з хімічним складом: C = 0,8%; Si=0,15%; Mn=0,15%; P=0,012%; S=0,017%; Cr=0,10%; Al=0,009%; Cu=0,10% (рис.1a і 1b).

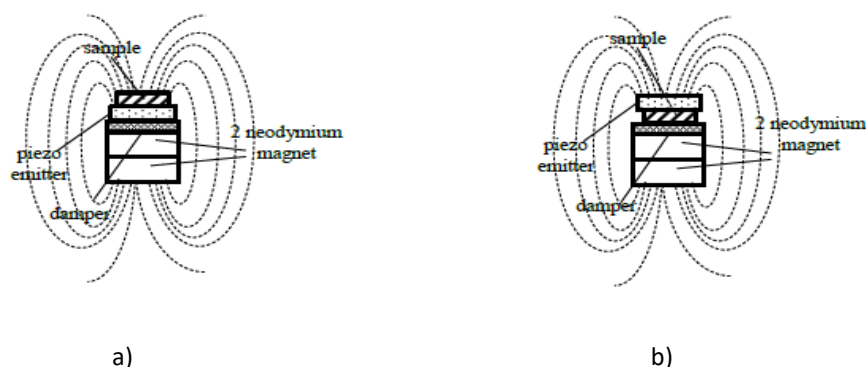


Рисунок 1 – Принципові схеми розташування зразків (sample) для зміцнення, неодимових магнітів (neodymium magnet), п'єзозбуджувача (piezo emitter) і демфера (damper) з верхнім (a) і нижнім (b) положенням зразка.

Додавання зразкам механічних коливань в рівномірному постійному магнітному полі дозволив максимально досягти об'ємного зміцнення зразків від 145 НВ до 197 НВ. Зразки твердого сплаву, що поміщені в магнітне поле постійного магніту, піддані резонансним коливанням, викликаним широкосмуговим впливом постійної амплітуди - «білим шумом», змінюють твердість і досягають максимального значення вже після 20...30 хвилин магніторезонансної обробки і після цього стабілізують значення твердості. Порівняльна ефективність магніторезонансної обробки зразків за представленими схемами забезпечена широкосмуговим п'єзоелектричним збудником потужністю до 5 Вт.

Деякі результати металографічних досліджень представлені на рис.2.

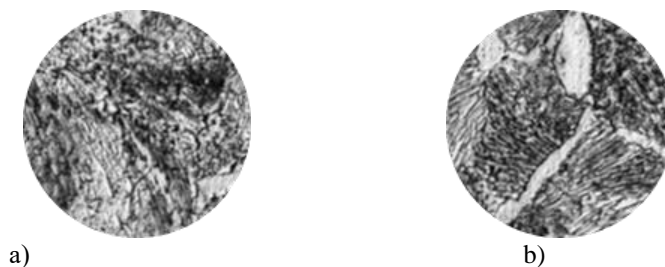


Рисунок 2 – структура сталевих зразків: (а) - до магніторезонансної обробки, НВ = 145; (б) - після магніторезонансної обробки, НВ = 197.

Фотографії структури отримані протравлюванням 4% спиртовим розчином HNO. Межі зерен проявляються після протравлювання по розірваній ферритній сітці в поздовжньому напрямку. При цьому спостерігалось формування в обсязі матеріалу зразків сітки армуючого характеру з пластинчастого перлиту. Збільшення амплітуди коливань п'єзоелектричного резонатора і, отже, зразків призводить до зростання твердості матеріалу і тривалості досягнення встановленого значення його твердості, проте характер таких змін носить екстремальний характер. Отримані результати дозволяють зробити висновок про перспективність магніторезонансної обробки для підвищення зносостійкості неперетачуваних пластин ріжучого інструменту, для підвищення довговічності елементів механічних деталей і конструкцій. Також, з'являється можливість розширити перелік технологічних впливів на робочі поверхні деталей машин поряд з поверхнево-пластичним деформуванням і термообробкою.

Висновки.

Підтверджено, що магнітно-резонансна обробка сприяє підвищенню якості та довговічності матеріалів машин і спрямована на оптимізацію терміну служби машинобудівної продукції та її конкурентоспроможності на високотехнологічних ринках. Розроблено математичну модель у вигляді низки математичних рівнянь, які описують складні взаємодії між магнітними, механічними та термодинамічними ефектами під час магнітно-резонансної обробки. Модель демонструє, як поєднання постійних магнітних полів і резонансних вібрацій може бути використане для контролю мікроструктури та властивостей матеріалів. Експериментальні дані засвідчили здатність магнітно-резонансної обробки збільшувати твердість матеріалів на 35-40%, а також стабілізувати ці властивості протягом тривалого часу, що є критично важливим для промислового застосування. Технологія магнітно-резонансної обробки сприяє оптимізації всіх етапів життєвого циклу виробу, включаючи проектування, виробництво, експлуатацію та утилізацію, забезпечуючи високу ефективність використання ресурсів і зниження впливу на довкілля. Результати статті відкривають нові можливості для подальших досліджень у сфері магнітно-резонансної обробки, особливо у зв'язку з розробкою модульних технологічних платформ, які дозволяють швидко адаптувати виробничі процеси до змінних умов ринку.

Список літератури:

1. Friederich, J., & Lazarova-Molnar, S. (2024). Reliability assessment of manufacturing systems: A comprehensive overview, challenges and opportunities. *Journal of Manufacturing Systems*, 72, 38-58. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2023.11.001>.
2. Ковалевський, С., Ковалевська, О. (2022). Нові можливості для обробки матеріалів у сильному магнітному полі. // *Технічні науки та технології*, 4(26), 7-14. [https://doi.org/10.25140/2411-5363-2021-4\(26\)-7-14](https://doi.org/10.25140/2411-5363-2021-4(26)-7-14).
3. Ковалевський, С. В., Ковалевська, О. С., Пелипенко, О. О. (2022). Магніторезонансна обробка металевих немагнітних зразків матеріалів. // *Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС-2022): Матеріали тез доповідей XII міжнародної науково-практичної конференції (Том 2, с. 46-47). Чернігів: Чернігівський національний технологічний університет. Доступно на: <https://conference-chemihiv-polytechnik.com/wp-content/uploads/2023/03/Tezy-2022-Part-1-46-47.pdf>*.
4. Andersen, R., Napoleone, A., Andersen, A.-L., Brunoe, T. D., & Nielsen, K. (2024). A systematic methodology for changeable and reconfigurable manufacturing systems development. *Journal of Manufacturing Systems*, 74, 449-462. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2024.04.008>
5. Zheng, X., He, Y., Liao, R., & Yu, S. (2024). Reliability oriented key quality characteristics driven integrated built-in reliability activity chain and approach for manufacturing process. *Computers & Industrial Engineering*, 191, Article 110166. <https://doi.org/10.1016/j.cie.2024.110166>.
6. Nguyen, H. N., Nguyen, H. H., & Nguyen, H. L. (2023). Recent developments in hard magnetic nanostructured materials. In A. S. M. A. Haseeb (Ed.), *Encyclopedia of Materials: Electronics* (pp. 803-819). Academic Press. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819728-8.00098-X>
7. Sola, A., Trinchi, A., & Hill, A. J. (2023). Self-assembly meets additive manufacturing: Bridging the gap between nanoscale arrangement of matter and macroscale fabrication. *Smart Materials in Manufacturing*, 1, Article 100013. <https://doi.org/10.1016/j.smmf.2022.100013>
8. Qayyum, F., Umar, M., Dölling, J., Guk, S., & Prah, U. (2024). 3.03 - Mechanics of new-generation metals and alloys. In V. Silberschmidt (Ed.), *Comprehensive Mechanics of Materials (First Edition)*, pp. 31-57. Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-90646-3.00020-4>.
9. Martin, P., Aguilar, C., & Cabrera, J. M. (2024). A review on mechanical alloying and spark plasma sintering of refractory high-entropy alloys: Challenges, microstructures, and mechanical behavior. *Journal of Materials Research and Technology*, 30, 1900-1928. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.03.205>.
10. Lambiase, F., Balle, F., Blaga, L.-A., Liu, F., & Amancio-Filho, S. T. (2021). Friction-based processes for hybrid multi-material joining. *Composite Structures*, 266, Article 113828. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113828>.
11. Sypniewska-Kamińska, G., Awrejcewicz, J., & Mazur, O. (2024). Analysis of resonant/nonresonant vibrations of simply-supported Kirchhoff nanoplates under in-plane magnetic field based on a strongly coupled two-mode model. *Thin-Walled Structures*, 199, Article 111832. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2024.111832>.
12. Vidal, J. V., Carneiro, P. M. R., & Soares dos Santos, M. P. (2024). A complete physical 3D model from first principles of vibrational-powered electromagnetic generators. *Applied Energy*, 357, Article 122387. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2023.122387>.

References (transliterated)

1. Friederich, J., & Lazarova-Molnar, S. (2024). Reliability assessment of manufacturing systems: A comprehensive overview, challenges and opportunities. *Journal of Manufacturing Systems*, 72, 38-58. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2023.11.001>.
2. Kovalevskyy, S., & Kovalevska, O. (2022). Novi mozhyvosti dlia obrobky materialiv u sylnomu mahnitnomu poli. *Tekhnichni nauky ta tekhnolohii*, 4(26), 7-14. [https://doi.org/10.25140/2411-5363-2021-4\(26\)-7-14](https://doi.org/10.25140/2411-5363-2021-4(26)-7-14).
3. Kovalevskyy, S. V., Kovalevska, O. S., & Pylypenko, O. O. (2022). Mahnitorezonansna obrobka metalovykh nemahnitnykh zrazkiv materialiv. *Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС-2022): Матеріали тез доповідей XII міжнародної науково-практичної конференції (Том 2, с. 46-47). Чернігів: Чернігівський національний технологічний університет. Доступно на: <https://conference-chemihiv-polytechnik.com/wp-content/uploads/2023/03/Tezy-2022-Part-1-46-47.pdf>*.
4. Andersen, R., Napoleone, A., Andersen, A.-L., Brunoe, T. D., & Nielsen, K. (2024). A systematic methodology for changeable and reconfigurable

- manufacturing systems development. *Journal of Manufacturing Systems*, 74, 449-462. <https://doi.org/10.1016/j.jmsy.2024.04.008>
5. Zheng, X., He, Y., Liao, R., & Yu, S. (2024). Reliability oriented key quality characteristics driven integrated built-in reliability activity chain and approach for manufacturing process. *Computers & Industrial Engineering*, 191, Article 110166. <https://doi.org/10.1016/j.cie.2024.110166>.
 6. Nguyen, H. N., Nguyen, H. H., & Nguyen, H. L. (2023). Recent developments in hard magnetic nanostructured materials. In A. S. M. A. Haseeb (Ed.), *Encyclopedia of Materials: Electronics* (pp. 803-819). Academic Press. <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819728-8.00098-X>
 7. Sola, A., Trinchì, A., & Hill, A. J. (2023). Self-assembly meets additive manufacturing: Bridging the gap between nanoscale arrangement of matter and macroscale fabrication. *Smart Materials in Manufacturing*, 1, Article 100013. <https://doi.org/10.1016/j.smmf.2022.100013>
 8. Qayyum, F., Umar, M., Dölling, J., Guk, S., & Prah, U. (2024). 3.03 - Mechanics of new-generation metals and alloys. In V. Silberschmidt (Ed.), *Comprehensive Mechanics of Materials (First Edition)*, pp. 31-57. Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-90646-3.00020-4>.
 9. Martín, P., Aguilar, C., & Cabrera, J. M. (2024). A review on mechanical alloying and spark plasma sintering of refractory high-entropy alloys: Challenges, microstructures, and mechanical behavior. *Journal of Materials Research and Technology*, 30, 1900-1928. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.03.205>.
 10. Lambiase, F., Balle, F., Blaga, L.-A., Liu, F., & Amancio-Filho, S. T. (2021). Friction-based processes for hybrid multi-material joining. *Composite Structures*, 266, Article 113828. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113828>.
 11. Sypniewska-Kamińska, G., Awrejcewicz, J., & Mazur, O. (2024). Analysis of resonant/nonresonant vibrations of simply-supported Kirchhoff nanoplates under in-plane magnetic field based on a strongly coupled two-mode model. *Thin-Walled Structures*, 199, Article 111832. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2024.111832>.
 12. Vidal, J. V., Carneiro, P. M. R., & Soares dos Santos, M. P. (2024). A complete physical 3D model from first principles of vibrational-powered electromagnetic generators. *Applied Energy*, 357, Article 122387. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2023.122387>.

Поступила (received) 06.03.2024

Відомості про авторів / About the Authors

Ковалевський Сергій Вадимович (Sergiy Kovalevskyu) – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри Інноваційних технологій і управління Донбаської державної машинобудівної академії, м. Краматорськ-Тернопіль, Україна; ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4708-4091>; тел.: (050)-478-03-94; e-mail: kovalevskii61@gmail.com.

Ковалевська Олена Сергіївна (Olena Kovalevska) – кандидат технічних наук, доцент, доцент кафедри Обробки металів тиском Донбаської державної машинобудівної академії, м. Краматорськ-Тернопіль, Україна; ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5884-0430>; тел.: (095)-159-50-37; e-mail: olenakovalevska@gmail.com.

Сидюк Дар'я Миколаївна (Daria Sydiuk) – аспірантка кафедри Інноваційних технологій і управління Донбаської державної машинобудівної академії, м. Краматорськ-Тернопіль, Україна; ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0516-6694>; тел. (095)-290—33-03; e-mail: sidyukdarija@gmail.com.

В.Л. ХАВІН, Є.В. ХАВІН Б.М. КИРКАЧ, О.Б. КИРКАЧ

СТАТИЧНИЙ АНАЛІЗ ШПИНДЕЛЬНИХ ВАЛІВ НА НЕЛІНІЙНО ПРУЖНИХ ОПОРАХ ВЗАЄМОПОВ'ЯЗАНИХ ЖОРСТКОСТЕЙ

Шпиндельний вузол металорежущого станка определяет точность и производительность металлообработки. Жесткость шпиндельного узла оцениваются упругими перемещениями шпиндельного вала под действием рабочего нагружения. Корректное моделирование жесткости подшипников является условием получения достоверных результатов при анализе жесткости шпинделя. Предложен подход для статического анализа шпиндельных валов, у которых упругое поведение опор задается матрицами взаимосвязанных жесткостей. Введена матрица жесткости, связывающая радиальные деформации подшипника в двух взаимно перпендикулярных направлениях и продольную деформацию с соответствующими усилиями. Итерационное формирование коэффициентов этой матрицы осуществляется методом Ньютона-Рафсона по значениям усилий и перемещений в опоре. Для решения задачи анализа в матричной форме получена система уравнений, нелинейность которой формируется зависимостью связанных матриц жесткости подшипников от усилий. В пакете MatLAB создана универсальная компьютерная программа для статического анализа шпиндельных валов, у которых упругое поведение опор задается матрицами взаимосвязанных жесткостей. Рассмотрен статический анализ шпиндельного вала на опорно – упорных подшипниках. Проведено сравнение с результатами для раздельного изгиба в двух перпендикулярных плоскостях при расчете радиальных жесткостей подшипников по модели Джонса-Харриса.

Ключові слова: жесткость шпиндельного вала, матрица взаимосвязанных жесткостей подшипника, нелинейная система уравнений,

KHAVIN V., KHAVIN E., KYRKACH B., KYRKACH O.

STATIC ANALYSIS OF SPINDLE SHAFTS ON NONLINEAR ELASTIC SUPPORTS OF INTERRELATED STIFFNESSES

The spindle assembly of a metal cutting machine determines the accuracy and productivity of metalworking. The stiffness of the spindle assembly is estimated by the elastic movements of the spindle shaft under the influence of the working load. Correct modeling of bearing stiffness is necessary for obtaining reliable results during spindle stiffness analysis. An approach is proposed for the static analysis of spindle shafts, in which the elastic behavior of the supports is determined by matrices of interconnected stiffnesses. A stiffness matrix was introduced, which links the radial deformations of the bearing in two mutually perpendicular directions as well as the longitudinal deformation with the corresponding forces. Iterative formation of the coefficients of this matrix is carried out by the Newton-Raphson method based on the values of forces and deformations in the supports. To solve the problem of analysis in matrix form, a system of equations was obtained, the non-linearity of which is formed by the dependence of the stiffness matrices of the bearings on the forces. A universal computer program for the static analysis of spindle shafts, in which the elastic behavior of the supports is specified by matrices of interconnected stiffnesses, has been created using the MatLAB software. The static analysis of a spindle shaft on radial/thrust bearings was considered. A comparison was made with the results for separate bending in two perpendicular planes when calculating the radial stiffness of the bearings according to the Jones-Harris model.

Key words: stiffness of the spindle shaft, matrix of interconnected stiffnesses of the bearing, nonlinear system of equations,

Вступ. Шпиндельний вузол є відповідальним вузлом металорізального верстата, оскільки він, в першу чергу, визначає точність та продуктивність металообробки. Для досягнення необхідних значень технологічних параметрів процесу обробки конструкція шпиндельного вузла має бути оптимальною. До складу вузла входять власне шпиндель, опори з пристроями для їх регулювання, система змащення, ущільнення для герметизації опор, деталі передачі крутного моменту на шпиндель та інші пристрої. Шпиндель несе заготовку чи інструмент, тому на ньому виконуються відповідні базуючі поверхні, на яких встановлюються відповідні пристосування (патрон, інструментальна оправка тощо.).

Конструкції шпиндельного вузла досить різноманітні залежно від їх конструктивних схем, а саме: виду застосованих опор, способу передачі крутного моменту, а також типорозміру верстата та видів виконуваних робіт. Для отримання необхідної точності розмірів і форми оброблюваних поверхонь і забезпечення заданої продуктивності необхідно не тільки правильно вибрати розміри вузла, тип опор, але і забезпечити оптимальні значення експлуатаційних характеристик таких, як потужність, жорсткість та ін.

До шпиндельних вузлів металорізальних верстатів пред'являються вимоги щодо точності, жорсткості, вібробезпечності, швидкохідності та ін. Жорсткість шпиндельного вузла верстата становить 50% і більше у балансі жорсткості верстата. Виходячи з вимог до точності обробки прогин шпинделя від сил різання та сил приводу не повинен перевищувати третини допуску на обробку. Радіальна та осьова жорсткість шпиндельного вузла оцінюється переміщеннями кінця шпиндельного валу під дією робочого навантаження. При цьому коректне моделювання жорсткості підшипників є найважливішою умовою отримання достовірних результатів статичного аналізу шпиндельного валу при проектуванні і зменшить обсяг експериментів.

Оскільки можливості експериментального визначення пружних переміщень інструменту та заготовки в зоні обробки обмежені, то для статичного аналізу шпиндельного валу та визначення переміщень у зоні різання розробляються різні пружно-деформаційні моделі, які безперервно вдосконалюються з метою підвищення точності розрахунку, що визначає актуальність даної роботи.

Стан питання та невирішена частина проблеми. В даний час для підвищення продуктивності та якості обробки розроблені системи підшипників для шпинделів, якими оснащена більшість верстатів, є комбінованими секційними радіально-упорними і конічними підшипниками. Радіально-упорні шарикопідшипники найчастіше використовуються в верстатах через їх високі характеристики жорсткості, низькі втрати на тертя, довгий термін служби і гарні показники вартості та працездатності.

Щоб створити працездатну конструкцію шпинделя на стадії проектування необхідний статичний і динамічний аналіз шпиндельного вузла, який забезпечує теоретичну основу для формування характеристик шпинделя і верстата. Для інженера-конструктора важливо мати можливість провести швидку оцінку різних

варіантів шпindelного вузла ще на етапі попереднього проектування. Успіх проектування залежить від наявності в інженера-конструктора досвіду, а також правильного вибору відповідних підходів, моделей, методів та програмних засобів аналізу.

Особливість статичного аналізу шпindelних вузлів – це одночасний облік жорсткості шпindelного валу та жорсткості його опор. При моделюванні роботи шпindelних вузлів ефект впливу підшипника включається до моделі системи введенням відповідного набору жорсткостей підшипника. Перші моделі для статичного аналізу шпindelного валу були пружними балками на лінійно - пружних опорах, навантажені зосередженими силами [1-3]. Однак більшість підшипників кочення є складними механічними структурами з прецизійних елементів, які за своєю природою мають нелінійні статичні та динамічні характеристики. Отже, для забезпечення достовірного статичного чи динамічного аналізу шпindelного вузла необхідно мати досить простий і коректний метод оцінки жорсткості підшипників.

Вченими були проведені чисельні дослідження задля визначення нелінійних матриць жорсткості підшипників. Класичними є моделі Палмгрена – Джонса – Харріса [4-6], а також емпіричні залежності Гаргіуло [7]. У цих моделях формується зв'язок радіального та осьового навантаження на підшипник з відповідними переміщеннями, з використанням нелінійного коефіцієнта жорсткості. Спрощені діагональні матриці жорсткості, отримані в цих дослідженнях, засновані на припущенні про ідеальні граничні умови та зневагу зв'язками між окремими ступенями свободи для переміщень підшипника. Лім і Сінгх [8-10] запропонували більш загальну матрицю жорсткості з повними п'ятьма пов'язаними ступенями свободи для кулькових та роликових підшипників. У цих моделях був застосований метод дискретного підсумовування для отримання сумарних сил та моментів від усіх навантажених елементів кочення. Система нелінійних алгебраїчних рівнянь при формуванні коефіцієнтів пов'язаної матриці жорсткості підшипника чисельно вирішувалася методом Ньютона-Рафсона. Потім Херно [11] отримав матрицю жорсткості з п'ятьма ступенями свободи для радіально-упорного підшипника за допомогою аналітичного підходу, в якому підсумовування зусиль елементів кочення замінюється інтегруванням. Замість аналітичного підходу Го і Паркер [12] розробили скінчено елементну модель контактної механіки для отримання матриць жорсткості в широкому діапазоні типів підшипників.

Безпосередній облік нелінійної жорсткості опор для багато опорних ступінчастих шпindelних валів є можливим при використанні для статичного аналізу методу скінчених елементів (МСЕ) або методу початкових параметрів (МПП), наприклад, [13-22]

Практично в усіх моделях статичного аналізу шпindelних валів використовуються діагональні матриці жорсткості підшипників, у яких не враховуються перехресні зв'язки між радіальними, кутовими та осьовими переміщеннями підшипників. З іншого боку, повна матриця жорсткості, вперше запропонована Лімом та Сінгхом [8-10], продемонструвала свою ефективність. Їх підхід набув широкого поширення та показав ефективність у загальному динамічному аналізі роторів із зубчатою передачею, наприклад, [23-25]. Матриця жорсткості з п'ятьма ступенями свободи використана динамічному аналізі шпindelя шліфувального верстата [26], де були отримані гарні збіги між аналітичними та експериментальними власними значеннями. Використання повної матриці жорсткості порівняно з діагональною матрицею жорсткості впливає на значення власних частот і амплітуд відгуку, а також призводить до виявлення нових вібраційних тонів. Застосування пов'язаних матриць жорсткості у ряді завдань статичного аналізу шпindelних вузлів також показало необхідність урахування перехресних зв'язків, особливо для радіально-упорних та конічних підшипників. Результати, отримані у роботі [27], показали, що поведінка шарикопідшипників керується його механічним середовищем, а радіальні та осьові переміщення тісно пов'язані.

Статичний аналіз шпindelного валу з урахуванням нелінійних зв'язаних жорсткостей опор може бути виконаний за допомогою стандартних або спеціальних програм. Проведення аналізу жорсткості за допомогою комерційних програмних комплексів залежить від досвіду інженерів. Результати можуть бути незадовільними навіть під час використання відповідного математичного методу (метод скінчених елементів, метод граничних елементів тощо. буд.). Це пов'язано з тим, що, підшипникові вузли є статично невизначеними нелінійними системами, які виявляють не лінійність деформування під зовнішнім навантаженням.

Спеціальні програми розроблені з використанням найсучасніших теоретичних та практичних знань коштують дуже дорого. Ці програми розроблені, як правило, науково-дослідними інститутами та виробниками підшипників, а можливість використання таких програм суттєво впливає на становище на ринку

Зважаючи на вищевикладене, доцільним є розробка інженерних методів та програмного забезпечення статичного аналізу шпindelних валів. Такий підхід дозволяє на стадії попереднього проектування обмежити кількість можливих варіантів вибору шпindelних підшипників та визначити напрямок, який надасть оптимальну конструкцію.

У роботах [28, 29] на основі прямого методу початкових параметрів запропоновано підхід до статичного аналізу багато опорних шпindelних валів, який має універсальність в обліку конфігурації валу, довільної кількості опор та їх не лінійності, але не враховує перехресні зв'язки при розрахунку характеристик жорсткості підшипників, інакше кажучи пов'язаних жорсткостей пружних опор.

Мета цієї роботи – розробка підходу, математичної моделі та програмного забезпечення для статичного аналізу багато опорних шпindelних валів на нелінійно пружних опорах із взаємопов'язаними жорсткостями.

Постановка задачі. Головним статичним розрахунком для шпиндельного вузла є оцінка жорсткості та визначення переміщень кінцевого (робочого) перерізу шпиндельного валу під дією зусиль різання та зусиль, що діють із боку приводу.

При створенні розрахункової схеми та математичної моделі були введені гіпотези та припущення, використані у роботах [28 - 30], до яких додається нелінійний зв'язок між радіальними жорсткостями та поздовжньою жорсткістю підшипників.

Багато опорний ступінчастий шпиндельний вал (рис. 1а) має M ділянок кусково-постійної згинальної жорсткості $EI_m, m = 1,2,3,\dots,M$; і зсувної жорсткості $GA_m, m = 1,2,3,\dots,M$.

Перехід через опори-підшипники характеризується матрицями нелінійно-пружної жорсткості $K_n^*, n = 1,2,3,\dots,N$, що зв'язують радіальні реакції R_{nx}, R_{ny} та поздовжні реакції $R_{nz}, n = 1,2,3,\dots,N$ з переміщеннями опори. Детальне формування матриці нелінійно-пружної жорсткості шарикопідшипників K_n^* буде розглянуто нижче, в додатку В цієї роботи.

На шпиндельний вал у площинах згину yoz і xoz , діють згинальні зусилля та моменти сил різання $F_{yc}, M_{xc}, F_{xc}, M_{yc}$, а також згинальні зусилля та моменти з боку приводу $F_{yd}, M_{xd}, F_{xd}, M_{yd}$. У відповідних перерізах діють поздовжня сила різання та сила з боку приводу F_{zc} і F_{zd} (Рис. 1). Для розрахункової схеми розв'язується задача статичного аналізу з визначення переміщень в ступінчастому багато опорному валу на нелінійно пружних опорах, кожна з яких характеризується нелінійною зв'язаною матрицею жорсткості K_n^* .

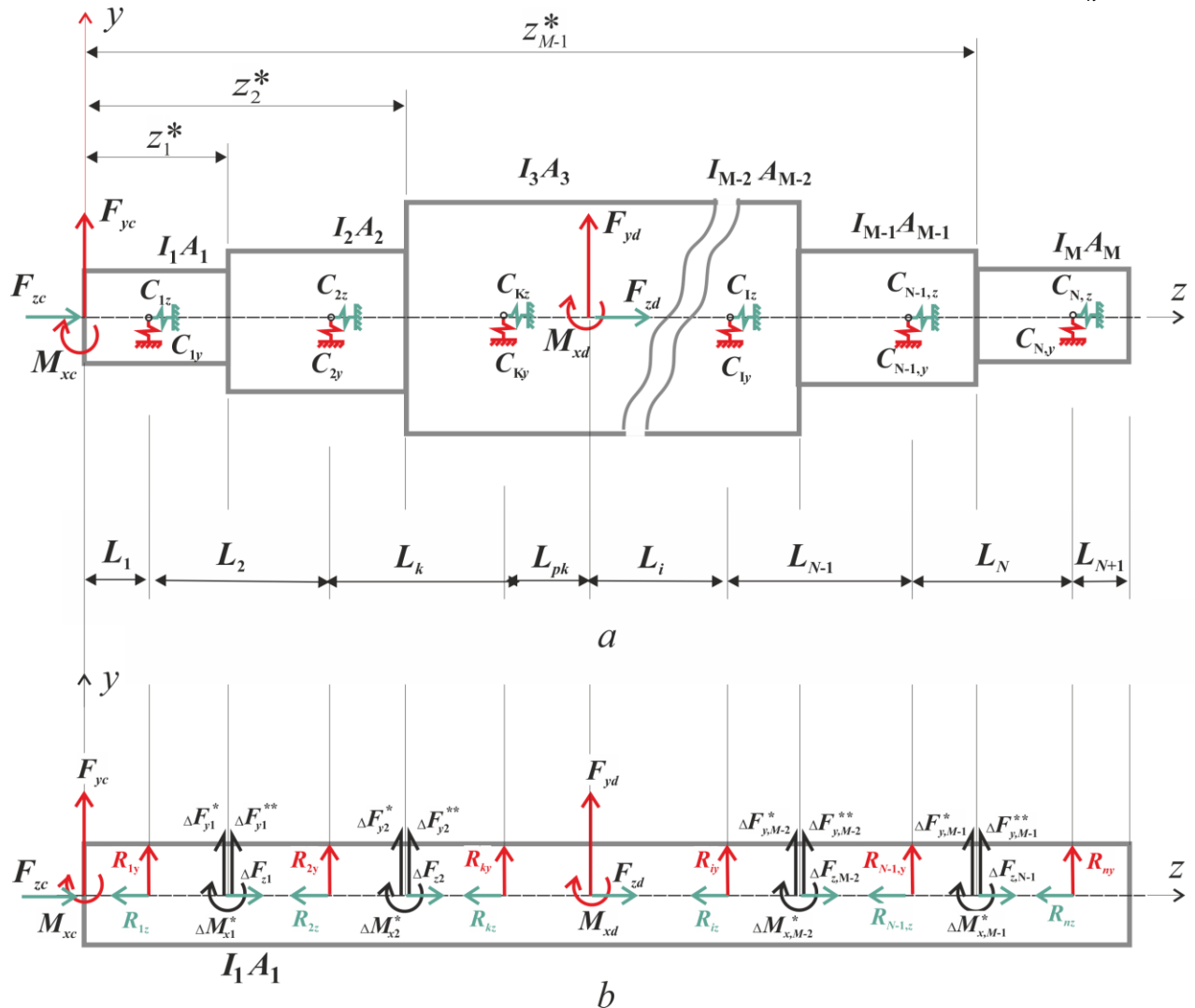


Рисунок 1. Розрахункова схема багато опорного ступінчастого шпиндельного валу

Метод вирішення задачі. У запропонованому підході для визначення згинальних переміщень використовується модель балки Тимошенко, у якій поряд з деформаціями згину враховуються деформації зсуву, що актуально для багато опорних шпиндельних валів, де згинальна жорсткість коротких між опорних ділянок порівнянна з жорсткістю цих ділянок на зсув. Також розглядалося поздовжнє деформування валу у межах гіпотези плоских перерізів.

Для вирішення задачі статичного аналізу шпindelного валу в рамках наведених вище гіпотез застосовується докладно розглянуте в [28-30] інтегрування прямим методом початкових параметрів диференціальних рівнянь вигнутої осі балки та диференціального рівняння розтягування - стискання валу.

Диференціальні рівняння вигину та розтягування - стискання для ділянки m - тої жорсткості ($m = 1, 2, 3, \dots, M$) представляються залежностями [29,30]:

$$\begin{aligned} \frac{d^2v}{dz^2} &= \frac{M_x(z)}{EI_m} - \frac{K_{tm}}{GA_m} \frac{dQ_y(z)}{dz}, \\ \frac{d^2u}{dz^2} &= \frac{M_y(z)}{EI_m} - \frac{K_{tm}}{GA_m} \frac{dQ_x(z)}{dz}, \\ \frac{dw}{dz} &= \frac{N(z)}{EA_m}, \end{aligned} \quad (1)$$

У рівнянні (1) введені позначення: z - поточна координата, $v(z), u(z)$ - рівняння вигнутої осі балки в площинах yoz і xoz відповідно; $w(z)$ - функція поздовжніх переміщень валу; E, G - відповідно модуль пружності та модуль зсуву матеріалу валу; I_m, A_m - момент інерції щодо нейтральної осі та площа поперечного перерізу валу відповідно; $M_x(z), Q_y(z), M_y(z), Q_x(z)$ - відповідно внутрішні згинальні моменти та внутрішні поперечні сили в перерізі з координатою z ; $N(z)$ - внутрішня поздовжня сила в перерізі з координатою z ; K_{tm} - коефіцієнт форми поперечного перерізу m -тої ділянки.

У даній роботі для ступінчастого валу використовується модифікований метод початкових параметрів [29,30]. Основне положення модифікації полягає в тому, що вал приводиться до еквівалентного деформації бруса постійного поперечного перерізу. Щоб забезпечити тотожність деформацій валу, що розглядається, і еквівалентного бруса постійного перерізу, наприклад, рівного перерізу першої ділянки, необхідно внутрішні і зовнішні сили, що діють на балку, змінити і привести до відповідних еквівалентних значень. У цьому випадку для ступінчастої балки диференціальні рівняння (1) можуть бути перетворені:

$$\begin{aligned} \frac{d^2v}{dz^2} &= \frac{k_m^{\bullet} M_x(z)}{EI_1} - \frac{K_{t1} k_m^{\bullet\bullet}}{GA_1} \frac{dQ_y(z)}{dz}, \\ \frac{d^2u}{dz^2} &= \frac{k_m^{\bullet} M_y(z)}{EI_1} - \frac{K_{t1} k_m^{\bullet\bullet}}{GA_1} \frac{dQ_x(z)}{dz}, \\ \frac{dw}{dz} &= \frac{k_m^{\bullet\bullet\bullet} N(z)}{EA_1} \end{aligned} \quad (2)$$

де $k_m^{\bullet} = I_1 / I_m$ - згинальний коефіцієнт приведення, I_1 - момент інерції щодо нейтральної осі першої ділянки, до жорсткості якого приводиться ступінчастий вал, I_m - момент інерції m -тої ділянки валу; $k_m^{\bullet\bullet} = K_{tm} A_1 / K_{t1} A_m$ - зсувний коефіцієнт приведення, A_1 - площа поперечного перерізу першої ділянки, A_m - площа поперечного перерізу m -тої ділянки, K_{t1} - коефіцієнт форми поперечного перерізу 1-ї ділянки, K_{tm} - коефіцієнт форми поперечного перерізу m -тої ділянки, $k_m^{\bullet\bullet\bullet} = A_1 / A_m$ - поздовжній коефіцієнт приведення.

Для того, щоб ділянки приведеної жорсткості валу постійного поперечного перерізу деформувалися еквівалентно ділянці вихідної жорсткості, поздовжні, згинальні і зсувні зусилля множаться на відповідні коефіцієнти приведення. Так як при цьому сили і моменти, що діють на стиках ділянок і замінюють дію відсіченої частини еквівалентного бруса вже не будуть врівноважувати один одного, то на стиках ділянок прикладаються додаткові поздовжні сили, зусилля, що зсувають та згинають, а також моменти, які при розрахунку деформованого стану еквівалентного бруса додаються до вихідної системи зовнішніх зусиль схеми (див. рис. 1б).

Відповідні вирази для додаткових сил і моментів, наприклад, при приведенні до еквівалентного бруса, що має переріз першої ділянки вихідного валу, мають вигляд:

$$\begin{aligned} \Delta M_{xm}^{\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet} - k_m^{\bullet}) M_x(z_m^{\bullet}), \\ \Delta M_{ym}^{\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet} - k_m^{\bullet}) M_y(z_m^{\bullet}), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\Delta F_{ym}^{\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) Q_y(z_m^{\bullet}), \\ \Delta F_{xm}^{\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) Q_x(z_m^{\bullet}), \\ \Delta F_{zm}^{\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet\bullet}) N(z_m^{\bullet}),\end{aligned}\quad (3)$$

де $M_x(z_m^{\bullet})$, $M_y(z_m^{\bullet})$, $Q_y(z_m^{\bullet})$, $Q_x(z_m^{\bullet})$ і $N(z_m^{\bullet})$ - внутрішні згинальні моменти, внутрішні поперечні сили та внутрішня поздовжня сила, що діють на стику m - тої і $m+1$ - тої ділянок валу, z_m^{\bullet} - координата стику цих ділянок ($m = 1, 2, 3, \dots, M$).

У моделі балки Тимошенко для кожної ділянки при визначенні переміщень від зсуву слід використовувати зсувний коефіцієнт приведення $k_m^{\bullet\bullet}$, і, поряд з множенням зовнішніх сил на коефіцієнти приведення, вводяться відповідні додаткові фіктивні зсувні сили $\Delta F_m^{\bullet\bullet}$, що прикладаються на стику ділянок (Рис. 1b):

$$\begin{aligned}\Delta F_{ym}^{\bullet\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) Q_y(z_m^{\bullet}), \\ \Delta F_{xm}^{\bullet\bullet} &= (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) Q_x(z_m^{\bullet}).\end{aligned}\quad (4)$$

В результаті, для визначення згинальних переміщень формується балка постійної жорсткості $EI_1 = const$, $EA_1 = const$, $GA_1 = const$, деформована пружна вісь якої буде еквівалентна пружно деформованій осі вихідного валу. Для цієї балки при обліку тільки першого доданку в правих частинах на основі еквівалентної розрахункової схеми (рис. 1b) для прогинів $u_1(z_i)$, $v_1(z_i)$, кутів повороту $\Theta_{y1}(z_i)$, $\Theta_{x1}(z_i)$, а також для функції поздовжніх переміщень $w(z_i)$ формується розв'язання диференціальних рівнянь (2) методом початкових параметрів, детально розглянуте в роботі [30].

До згинальних переміщень додаються переміщення $u_2(z_i)$, $v_2(z_i)$ і $\Theta_{y2}(z_i)$, $\Theta_{x2}(z_i)$ від зсуву, що визначаються рішенням для розрахункової схеми на рисунку 1b перших двох диференціальних рівнянь (2) при обліку в правій частині тільки другого доданку.

Результуюче рішення $u(z_i)$, $v(z_i)$ і $\Theta_y(z_i)$, $\Theta_x(z_i)$ набуває вигляду:

$$\begin{aligned}v(z_i) &= v_1(z_i) + v_2(z_i), \\ u(z_i) &= u_1(z_i) + u_2(z_i), \\ \Theta_x(z_i) &= \Theta_{x1}(z_i) + \Theta_{x2}(z_i), \\ \Theta_y(z_i) &= \Theta_{y1}(z_i) + \Theta_{y2}(z_i).\end{aligned}\quad (5)$$

Методом початкових параметрів формується рішення диференціального рівняння для функції поздовжніх переміщень $w(z_i)$.

Розв'язання диференціальних рівнянь (2) методом початкових параметрів складаються із загальних розв'язків однорідних рівнянь та приватних розв'язків неоднорідних рівнянь. Загальні рішення для рівнянь вигнутої осі містить константи v_0 , Θ_{x0} , u_0 , Θ_{y0} (прогини та кути повороту на початку координат), приватні рішення залежать від зовнішніх зусиль, що формують праву частину диференціального рівняння, і визначаються через універсальні функції $\Phi_y(z_i)$, $\Phi_y^*(z_i)$, $\Phi_x(z_i)$, $\Phi_x^*(z_i)$. Рішення рівняння функції поздовжніх переміщень містить константу w_0 і універсальну функцію $\Phi_z(z_i)$, що представляє приватне рішення відповідного диференціального рівняння:

$$\begin{aligned}v_1(z_i) &= v_{10} + \Theta_{x01} z_i + \frac{\Phi_{y1}(z_i)}{EI_1}, \\ \Theta_{x1}(z_i) &= \Theta_{x01} + \frac{\Phi_{y1}^*(z_i)}{EI_1}, \\ u_1(z_i) &= u_{10} + \Theta_{y01} z_i + \frac{\Phi_{x1}(z_i)}{EI_1},\end{aligned}\quad (6)$$

$$\Theta_{y1}(z_i) = \Theta_{y01} + \frac{\Phi_{x1}^{\bullet}(z_i)}{EI_1}$$

$$w(z_i) = w_0 + \frac{\Phi_z(z_i)}{EA_1}$$

Функції $\Phi_{y1}(z_i)$, $\Phi_{y1}^*(z_i)$, $\Phi_{x1}(z)$, $\Phi_z(z_i)$ для розрахункової схеми валу на рисунку 1b наведені в додатку А.

Рішення рівняння (2) для зсувних переміщень $v_2(z_i)$, $\Theta_{x2}(z_i)$, $u_2(z_i)$, $\Theta_{y2}(z_i)$ еквівалентного бруса (рис.1b) для групи характерних перерізів, що визначаються сукупністю дискретних, послідовно зростаючих локальних координат z_i , (i – номер прольоту) є залежностями:

$$v_2(z_i) = v_{20} + \Theta_{x02}z_i - \frac{K_{t1}}{GA_1}\Phi_{y2}(z_i),$$

$$\Theta_{x2}(z_i) = \Theta_{x02} - \frac{K_{t1}}{GA_1}\Phi_{y2}^{\bullet}(z_i) \quad (7)$$

$$u_2(z_i) = u_{20} + \Theta_{y02}z_i - \frac{K_{t1}}{GA_1}\Phi_{x2}(z_i),$$

$$\Theta_{y2}(z_i) = \Theta_{y02} - \frac{K_{t1}}{GA_1}\Phi_{x2}^{\bullet}(z_i)$$

Функції $\Phi_{y2}(z_i)$, $\Phi_{y2}^*(z_i)$, $\Phi_{x2}(z_i)$, $\Phi_{x2}^*(z_i)$ для розрахункової схеми валу малюнку 1b наведено у додатку А.

Умови сполучення на опорах формуються виходячи з того, що в даній моделі не враховується кутова жорсткість опор, а переміщення осі валу $u_n(z_n)$, $v_n(z_n)$, $w_n(z_n)$ на n -тій опорі, що має координату z_n , пов'язані з реакціями опори R_{nx} , R_{ny} , R_{nz} залежністю:

$$K_n^{\bullet}q_n = R_n, \quad n = 1, 2, 3 \dots N, \quad (8)$$

де для опорно-упорного підшипника K_n^{\bullet} - симетрична матриця жорсткості n -тої опори розмірністю 3×3 , для радіального підшипника - симетрична матриця розмірністю 2×2 , формування яких представлено в додатку В. Вектори переміщень q_n і реактивних зусиль R_n для опорно-упорного підшипника мають вигляд:

$$q_n = [u_n v_n w_n]^T, \quad R_n = [R_{nx} R_{ny} R_{nz}]^T,$$

а для радіального:

$$q_n = [u_n v_n]^T, \quad R_n = [R_{nx} R_{ny}]^T$$

Умови зв'язку реактивних зусиль з переміщеннями опори в розгорнутому вигляді надаються за допомогою коефіцієнтів зворотної матриці $K_n = (K_n^{\bullet})^{-1}$ наступними залежностями:

- для опорно-упорного підшипника

$$u_n(z_n) = -(k_{xx}^n R_{nx} + k_{xy}^n R_{ny} + k_{xz}^n R_{nz}),$$

$$v_n(z_n) = -(k_{yx}^n R_{nx} + k_{yy}^n R_{ny} + k_{yz}^n R_{nz}),$$

$$w_n(z_n) = -(k_{zx}^n R_{nx} + k_{zy}^n R_{ny} + k_{zz}^n R_{nz}) \quad (9)$$

- для радіального

$$u_n(z_n) = -(k_{xx}^n R_{nx} + k_{xy}^n R_{ny}),$$

$$v_n(z_n) = -(k_{yx}^n R_{nx} + k_{yy}^n R_{ny}),$$

Індекс n у коефіцієнтах матриці K_n ($k_{xx}^n, k_{xy}^n, k_{xz}^n, k_{yx}^n, k_{yy}^n, k_{yz}^n, k_{zx}^n, k_{zy}^n, k_{zz}^n$) означає приналежність до n -тої опори.

Співвідношення (9) дозволяють сформулювати умови сполучення на опорах (для опорно-упорного підшипника):

$$\begin{aligned} u_n &= u_0 + \Theta_{y0} z_n + \frac{\Phi_{x1}(z_n)}{EI_1} - \frac{K_{t1}}{GA_1} \Phi_{x2}(z_n) = -(k_{xx}^n R_{nx} + k_{xy}^n R_{ny} + k_{xz}^n R_{nz}), \\ v_n &= v_0 + \Theta_{x0} z_n + \frac{\Phi_{y1}(z_n)}{EI_1} - \frac{K_{t1}}{GA_1} \Phi_{y2}(z_n) = -(k_{yx}^n R_{nx} + k_{yy}^n R_{ny} + k_{yz}^n R_{nz}), \\ w_n &= w_0 + \frac{\Phi_z(z_n)}{EA_1} = -(k_{zx}^n R_{nx} + k_{zy}^n R_{ny} + k_{zz}^n R_{nz}), \end{aligned} \quad (10)$$

$$v_0 = v_{10} + v_{20}, \quad u_0 = u_{10} + u_{20}, \quad \Theta_{y0} = \Theta_{y01} + \Theta_{y02}, \quad z_n = \sum_{j=0}^n L_j, \quad n = 1, 2, \dots, N.$$

До розв'язків диференціальних рівнянь вигнутої осі (6),(7) та умов сполучення на опорах (10) додаються умови статичної рівноваги – рівність нулю проекцій усіх сил на осі x , y і z , рівність нулю суми моментів щодо осей x і y , розташованих на початку координат (див. рис. 1):

$$\begin{aligned} \sum_{n=1}^N R_{nx} + F_{xc} + F_{xd} &= 0, \\ \sum_{n=1}^N R_{ny} + F_{yc} + F_{yd} &= 0, \\ \sum_{n=1}^N R_{nz} + F_{zc} + F_{zd} &= 0, \\ \sum_{n=1}^N (R_{nx} \sum_{j=1}^n L_j) + F_{xd} (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}) - M_{yc} - M_{yd} &= 0, \\ \sum_{n=1}^N (R_{ny} \sum_{j=1}^n L_j) + F_{yd} (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}) - M_{xc} - M_{xd} &= 0. \end{aligned} \quad (11)$$

Спільне рішення рівнянь (10) і (11) на основі рішень (6), (7) дозволяє сформулювати систему рівнянь, з якої визначаються реакції опор, прогини та кути повороту перерізу валу на початку координат (початкові параметри u_0 , v_0 , Θ_{x0} , Θ_{y0} , w_0). Для розрахункової схеми валу на малюнку 1b формується система з $(3N+5)$ алгебраїчних рівнянь для визначення початкових параметрів u_0 , v_0 , Θ_{x0} , Θ_{y0} , w_0 і реактивних зусиль R_{nx}, R_{ny}, R_{nz} $\circ n = 1, 2, \dots, N$, яка має вигляд:

$$\begin{aligned} u_n &= u_0 + \Theta_{y0} z_n + \frac{\Phi_{x1}(z_n)}{EI_1} - \frac{K_{t1}}{GA_1} \Phi_{x2}(z_n) = -(k_{xx}^n R_{nx} + k_{xy}^n R_{ny} + k_{xz}^n R_{nz}), \\ v_n &= v_0 + \Theta_{x0} z_n + \frac{\Phi_{y1}(z_n)}{EI_1} - \frac{K_{t1}}{GA_1} \Phi_{y2}(z_n) = -(k_{yx}^n R_{nx} + k_{yy}^n R_{ny} + k_{yz}^n R_{nz}), \\ w_n &= w_0 + \frac{\Phi_z(z_n)}{EA_1} = -(k_{zx}^n R_{nx} + k_{zy}^n R_{ny} + k_{zz}^n R_{nz}) \quad n = 1, 2, 3, \dots, N, \end{aligned} \quad (12)$$

$$\sum_{n=1}^N R_{nx} + F_{xc} + F_{xd} = 0, \sum_{n=1}^N R_{ny} + F_{yc} + F_{yd} = 0, \sum_{n=1}^N R_{nz} + F_{zc} + F_{zd} = 0,$$

$$\sum_{n=1}^N (R_{nx} \sum_{j=1}^n L_j) + F_{xd} (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}) - M_{yc} - M_{yd} = 0,$$

$$\sum_{n=1}^N (R_{ny} \sum_{j=1}^n L_j) + F_{yd} (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}) - M_{xc} - M_{xd} = 0,$$

Вирази для $\Phi_{x1}(z_n), \Phi_{x2}(z_n), \Phi_{y1}(z_n), \Phi_{y2}(z_n), \Phi_z(z_n)$ визначаються залежностями з додатка А. при заміні множини z_i на безліч координат $z_n, n = 1, 2, 3, \dots, N$.

Отримані з системи рівнянь (12) значення $u_0, v_0, \Theta_{x0}, \Theta_{y0}, w_0$ і $R_{nx}, R_{ny}, R_{nz}, n = 1, 2, \dots, N$ дозволяють за допомогою виразів (6) і (7) визначити всю сукупність переміщень перерізів валу при довільному значенні координати z_i .

Слід зазначити, що запропонований підхід дозволяє обчислювати реактивні зусилля, поздовжні переміщення, сумарні переміщення, викликані вигином і зсувом валу шпинделя і поперечною податливістю пружних опор - підшипників у разі лінійної жорсткості пружних опор (матриць жорсткості опор, що не залежать від діючих реактивних зусиль). Внаслідок не лінійності матриці жорсткості з $K_n^* = K_n^*(R_n)$ розглянуті крайові задачі при чисельному їх вирішенні повинні бути лінеаризовані.

Рішення нелінійної крайової задачі. Для зручності чисельного розв'язання, системи рівнянь (12) представляються в матричній формі $AX = B$, де A - матриця коефіцієнтів при невідомих розмірністю $(3N+5) \times (3N+5)$, B - вектор - стовпець правих частин повної розмірністю $(3N+5)$.

Вектор - стовпець невідомих X (рішення) має вигляд: $X^T = [X_1^T, X_2^T, X_3^T]$, $X_1^T = [u_0, \Theta_{y0}, R_{x1}, R_{x2}, \dots, R_{xN}]$, $X_2^T = [v_0, \Theta_{x0}, R_{y1}, R_{y2}, \dots, R_{yN}]$, $X_3^T = [w_0, R_{z1}, R_{z2}, \dots, R_{zN}]$, і включає початкові параметри та реакції опор.

Структура матриці включає 9 під матриць і має вигляд:

$$A = \begin{bmatrix} A_{xx} & A_{xy} & A_{xz} \\ A_{yx} & A_{yy} & A_{yz} \\ A_{zx} & A_{zy} & A_{zz} \end{bmatrix},$$

де $A_{xy} = A_{yx}$.

Матриці $A_{xx}, A_{xy}, A_{yx}, A_{yy}$ мають розмірність $(N+2) \times (N+2)$, A_{xz}, A_{yz} - $(N+2) \times (N+1)$, A_{zx}, A_{zy} - $(N+1) \times (N+2)$, A_{zz} - $(N+1) \times (N+1)$.

У разі опори у вигляді радіального підшипника в векторі $X_3^T = [w_0, R_{z1}, R_{z2}, \dots, R_{zN}]$ виключається відповідна компонента, у матрицях A_{xz}, A_{yz} - відповідний стовпець, у матрицях A_{zx}, A_{zy} - відповідний рядок, а в A_{zz} - відповідні рядок і стовпець.

Коефіцієнти матриць $A_{xx}, A_{xy}, A_{yx}, A_{yy}, A_{zx}, A_{zy}, A_{xz}, A_{yz}, A_{zz}$ і компоненти вектора - стовпця правих частин B обчислюються відповідно до залежностей, представлених у додатку С.

Внаслідок того, що коефіцієнти матриць жорсткості опор нелінійно залежать від відповідних реактивних зусиль (додаток В), система рівнянь (12) є нелінійною. При значній кількості опор та наявності пов'язаних нелінійних матриць жорсткості підшипників (додаток В) відповідним чином збільшується як кількість рівнянь у системі рівнянь (12), так і час вирішення задачі, внаслідок чого отримати аналітичні рішення неможливо. Тому для отримання рішення системи рівнянь (12) застосовувався метод послідовних ітерацій, докладно описаний у роботі [28]. Для обраного початкового орієнтовного набору опорних переміщень формуються матриці жорсткості опор, вирішується лінійна крайова задача, визначається початковий набір реактивних зусиль і нових переміщень на опорах. По отриманому набору реактивних зусиль і переміщень формуються нові матриці жорсткості опор і знову вирішується задача пошуку реактивних зусиль і опорних переміщень, Ітераційний процес триває до того часу, поки буде отримана задана точність обчислень.

Для вирішення сформованої крайової задачі, що включає рішення системи лінійних алгебраїчних рівнянь на кожному ітераційному кроці, використовується розроблена комп'ютерна програма, реалізована в пакеті MatLAB.

Результати розрахунків для багато опорного багатоступінчастого валу. У сучасних високоточних багато опорних шпиндельних вузлах для підвищення жорсткості встановлюється кілька спарених підшипників, а заміна групи підшипників однією зосередженою опорою може давати недостатню точність для коректного аналізу статичного стану валу. Тому при чисельному експерименті необхідно ввести таку кінцеву кількість пружних опор пов'язаної жорсткості, яка забезпечить необхідну точність розрахунку. Запропонований у цій роботі підхід та програмне забезпечення дозволяють з незначними трудовитратами провести подібні розрахунки.

Як приклад статичного аналізу розглядалася модель шпиндельного валу фрезерного верстата з роботи [30] (рис. 2а). Розрахункова схема багатоступінчастого валу на трьох пружних опорах наведена на рисунку 2б. Вал має 6 ділянок різної жорсткості, зазначених на розрахунковій схемі номерами 1 - 6. Геометричні характеристики та жорсткості ділянок наведені в таблиці 1. Модуль пружності та модуль зсуву матеріалу валу приймалися $E = 2 \times 10^5 \text{ МПа}$ та $G = 0,8 \times 10^5 \text{ МПа}$ відповідно.

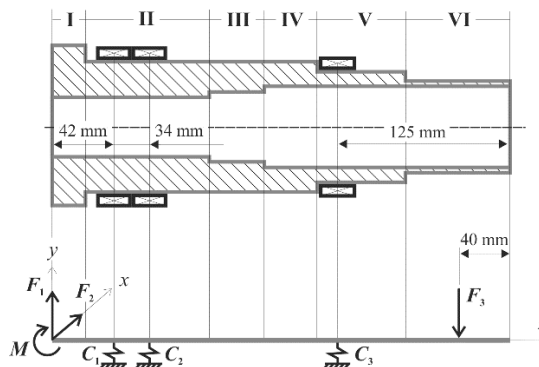


Рисунок 2. Шпиндельний вал фрезерувального верстату

Вал має 6 ділянок різної жорсткості, які пронумеровані римськими цифрами. Геометричні параметри та жорсткості ділянок наведено у таблиці 2, коефіцієнт форми перерізу для всіх ділянок валу приймається однаковим - $K_f = 2$ (кільце).

Зовнішнє навантаження складається з сил різання $F_1=103\text{N}$, $F_2=600\text{N}$, моменту різання $M=50\text{Nm}$, а також зусилля від приводу $F_3=300\text{N}$. Навантаження F_1 , F_3 та M згинають вал у площині yz , а сила F_2 – у площині xz (рис. 2б).

На передньому кінці шпиндельний вал спирається на два радіально-упорні підшипники марки 36220k, радіально-упорний підшипник марки 6218k, що не працює в поздовжньому напрямку, використовується як задня опора (див. рис.2а). Характеристики підшипників наведено у таблиці 2.

Таблиця 1. Геометричні характеристики і жорсткості ділянок вала

№ ділянки	Діаметр, мм		Довжина, мм	Жорсткість		Коеф. форми
	Зовнішній	Внутрішній		$EI, \text{нмм}^2$	$GA, \text{н}$	
1	130	60	15	29,4	8,32	2,0
2	100	60	27	8,97	4,02	2,0
3	100	65	174	8,59	3,63	2,0
4	100	75	83	7,06	2,75	2,0
5	90	75	57	3,51	1,55	2,0
6	80	75	45	0,953	0,487	2,0
7	80	75	40	0,953	0,487	2,0

Таблиця 2. Характеристики підшипників

Марка підшипника	Характеристики				
	Зовнішній діаметр $D, \text{мм}$	Внутрішній діаметр $d, \text{мм}$	Ширина $B, \text{мм}$	Кількість шариків Z	Діаметр шариків $d_0, \text{мм}$
36220k	180	100	34	10	25,44
36218k	160	90	30	10	22,23
6120	150	100	24	15	14,288

6118	140	90	22	14	14,288
------	-----	----	----	----	--------

Для розглянутої розрахункової схеми був проведений статичний аналіз і отримані позовжні і згинальні переміщення перерізів валу при його розтягуванні-стисканні та згинанні в площинах uoz і hoz . Розподіл переміщень представлений у таблиці 3 (рядки 1, 2 та 3) та на рисунку 3

Для порівняння були проведені розрахунки при встановлених в якості другої та третьої опори радіальних підшипників марок 6120 і 6118 відповідно, дані яких наведені в таблиці 2. Згинальні переміщення перерізів валу при його розтягуванні-стисканні та згинанні в площинах uoz і hoz . представлені у таблиці 3 (рядки 4, 5, 6).

Використання у якості другої і третьої опори радіальних (жорсткіших) підшипників марок 6120 і 6118 зменшує рівень переміщень на 25-30%.

Таблиця 3. Розподіл прогинів у перерізах валу.

Прогин	Координата z_i , мм								
	0	12,5	25	42	59	170	299	362	424
1. Площина uoz (у, мкм)	12,1	11,0	10,0	8,7	7,4	-0,75	-8,5	-13,5	-19,5
2. Площина hoz (х, мкм)	5,7	5,3	4,9	4,4	3,9	1,3	0,41	0,97	2,5
3. Позовжні переміщення (z, мкм)	5,9	5,9	5,9	5,9	5,9	5,9	5,9	5,9	5,9
4. Площина uoz (у, мкм)	8,66	7,78	6,85	5,7	4,6	-2,6	-9,4	-14,0	-19,5
5. Площина hoz (х, мкм)	3,9	3,7	3,3	3,0	2,6	0,69	0,54	1,47	3,35
6. Позовжні переміщення (z, мкм)	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8

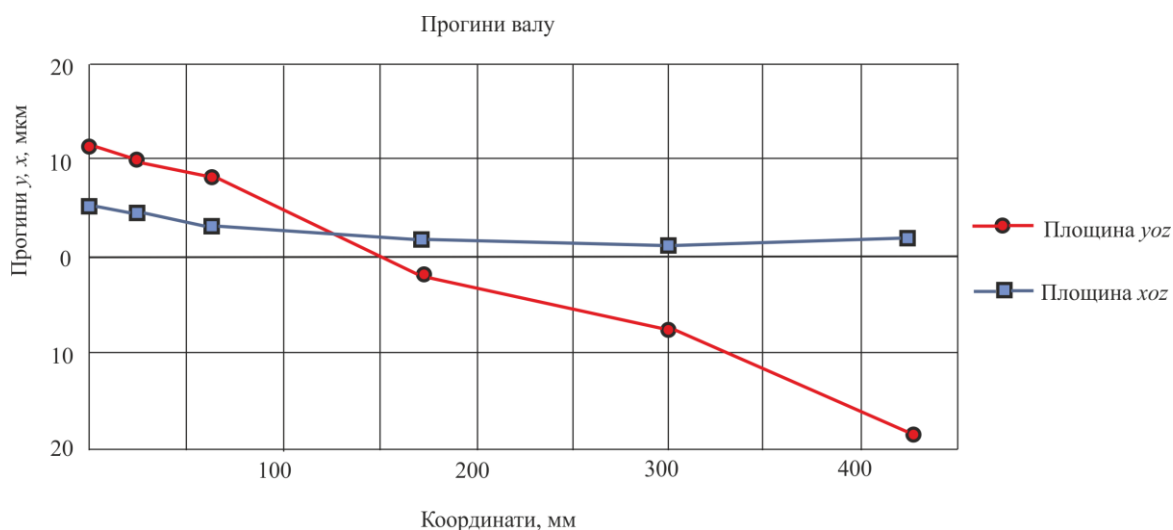


Рисунок 3. Розподіл прогинів валу.

Порівняння з результатами, отриманими при розрахунку радіальних жорсткостей підшипників за моделлю Джонса-Харріса та за допомогою моделі роботи [30] для робочого перерізу валу (початок координат) роздільно для вигину в площинах hoz (4,8мкм) та uoz (6,9мкм), показало, що у цьому розрахунку переміщення збільшуються на 30%. Так як коефіцієнт жорсткості контакту кульки з обіймами k в моделі Джонса-Харріса ($k \approx 1,4 \cdot 10^5$) на 40% більше ніж у даній моделі ($k \approx 1,0 \cdot 10^5$), очевидно, що застосування моделі Джонса-Харріса для шарикопідшипників і дає занижені значення переміщень валу 30%.

Висновки. У цій роботі запропоновано універсальний підхід та математичну модель для статичного аналізу багато опорних ступінчастих шпиндельних валів на нелінійно - пружних опорах пов'язаної жорсткості.

Для опису жорсткості шарикопідшипників введена матриця жорсткості, що зв'язує радіальні деформації у двох взаємно перпендикулярних напрямках та поздовжню деформацію з відповідними зусиллями. Формування матриці жорсткості здійснюється ітераційним шляхом методом Ньютона-Рафсона.

На основі диференціального рівняння вигнутої осі балки моделі Тимошенко у матричній формі, за допомогою модифікованого методу початкових параметрів, отримано роздільну систему рівнянь, не лінійність якої формується залежністю матриці жорсткості підшипників від зусиль, що діють на них.

Для вирішення нелінійної системи рівнянь застосовано метод послідовних ітерацій.

У пакеті MatLAB розроблено програмне забезпечення, що реалізує статичний аналіз багато опорних ступінчастих валів на нелінійно пружних опорах пов'язаної жорсткості.

Як приклад, розглянуто статичний аналіз шпиндельного валу фрезерного верстата на трьох опорно-упорних підшипниках, розрахункова схема якого включала шість ділянок різної жорсткості.

Проведено порівняння з результатами, отриманими в роботі [30] для робочого перерізу валу (початок координат) окремо для вигину в площині хоз і уоз з розрахунком підшипників радіальних жорсткостей за моделлю Джонса-Харріса. Порівняння показало збільшення рівня розрахункових переміщень на 30%.

Перевага запропонованого підходу полягає у можливості уточненого статичного аналізу багато ступінчастих шпиндельних валів на нелінійно - пружних опорах, жорсткість яких описується матрицею з трьома ступенями вільності. У пакеті MatLAB створено універсальну комп'ютерну програму, яка дозволяє підвищити точність статичного аналізу та якість проектування високоточних шпиндельних вузлів.

Додаток А. Функції $\Phi_{y1}(z_i)$, $\Phi_{y1}^*(z_i)$, $\Phi_{y2}(z_i)$, $\Phi_{y2}^*(z_i)$ для вигнутої осі балки в площині уоз мають вигляд [30]:

$$\begin{aligned} \Phi_{y1}(z_i) = & M_{xc} \frac{z_i^2}{2} + F_{yc} \frac{z_i^3}{6} + k_{mk}^{\bullet} M_{xd} \frac{(z_i - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}))^2 \delta_k(z_i)}{2} + k_{mk}^{\bullet} F_{yd} \frac{(z_i - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}))^3 \delta_k(z_i)}{6} + \\ & + \sum_{l=0}^{i-1} k_{ml}^{\bullet} R_{ly} \frac{(z_i - \sum_{e=0}^{l-1} L_e)^3 \delta_l(z_i)}{6} + \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet} - k_m^{\bullet}) \left\{ M_{xc} + F_{yc} z_m^{\bullet} + M_{xd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \right. \\ & + F_{yd} \left[z_m^{\bullet} - \left(\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k} \right) \right] \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N \left[R_{ny} (z_m^{\bullet} - \sum_{e=1}^n L_e) \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \left. \right\} \frac{(z_i - z_m^{\bullet})^2}{2} + \\ & + \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N R_{ny} \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \frac{(z_i - z_m^{\bullet})^3}{6} \delta_m(z_i) \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \Phi_{y1}^*(z_i) = & M_{xc} z_i + F_{yc} \frac{z_i^2}{2} + k_{mk}^{\bullet} M_{xd} (z_i - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k})) \delta_k(z_i) + k_{mk}^{\bullet} F_{yd} \frac{(z_i - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}))^2 \delta_k(z_i)}{2} + \\ & + \sum_{l=0}^{i-1} k_{ml}^{\bullet} R_{ly} \frac{(z_i - \sum_{e=0}^{l-1} L_e)^2 \delta_l(z_i)}{2} + \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet} - k_m^{\bullet}) \left\{ M_{xc} + F_{yc} z_m^{\bullet} + M_{xd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \right. \\ & + F_{yd} \left[z_m^{\bullet} - \left(\sum_{j=1}^{k-1} L_j + L_{1k} \right) \right] \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N \left[R_{ny} (z_m^{\bullet} - \sum_{e=1}^n L_e) \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \left. \right\} (z_i - z_m^{\bullet}) + \\ & + \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N R_{ny} \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \frac{(z_i - z_m^{\bullet})^2}{2} \delta_m(z_i), \end{aligned} \quad (14)$$

$$\Phi_{y2}(z_i) = \left\langle \left[F_{yc} z_i + k_{mk}^{\bullet\bullet} F_{yd} \left(z_i - \left(\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k} \right) \right) \delta_k(z_i) \right] + \sum_{l=0}^{i-1} \left[k_{ml}^{\bullet\bullet} R_{ly} \left(z_i - \sum_{e=0}^{i-1} L_e \right) \delta_l(z_i) \right] + \sum_{m=1}^{M-1} \left\{ (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N R_{ny} \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] (z_i - z_m^{\bullet}) \right\} \delta_m(z_i) \right\rangle, \quad (15)$$

$$\Phi_{y2}^*(z_i) = \left\langle \left[F_{yc} + k_{mk}^{\bullet\bullet} F_{yd} \delta_k(z_i) \right] + \sum_{l=0}^{i-1} k_{ml}^{\bullet\bullet} \left[R_{ly} \delta_l(z_i) \right] + \sum_{m=1}^{M-1} \left\{ (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N R_{ny} \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \right\} \delta_m(z_i) \right\rangle \quad (16)$$

Вирази для функцій $\Phi_{x1}(z_i)$, $\Phi_{x2}(z_i)$, $\Phi_{x2}^*(z_i)$, $\Phi_{x2}^*(z_i)$ для вигнутої осі балки в площині xoz можуть бути отримані з виразів для $\Phi_{y1}(z_i)$, $\Phi_{y1}^*(z_i)$, $\Phi_{y2}(z_i)$, $\Phi_{y2}^*(z_i)$ шляхом заміни індексу y на x .

Вираз $\Phi_z(z_i)$ для функції має вигляд

$$\Phi_z(z_i) = F_{zc} z_i + k_{mk}^{\bullet\bullet\bullet} F_{zd} \left(z_i - \left(\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k} \right) \right) \delta_k(z_i) + \sum_{l=0}^{i-1} k_{ml}^{\bullet\bullet\bullet} R_{lz} \left(z_i - \sum_{e=0}^{i-1} L_e \right) \delta_l(z_i) + \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet\bullet}) \left\{ F_{zc} z_m^{\bullet} + F_{zd} \left[z_m^{\bullet} - \left(\sum_{j=1}^{k-1} L_j + L_{1k} \right) \right] \delta_k(z_m^{\bullet}) + \sum_{n=1}^N \left[R_{nz} \left(z_m^{\bullet} - \sum_{e=1}^n L_e \right) \delta_n(z_m^{\bullet}) \right] \right\} \delta_m(z_n)$$

k_{mk}^{\bullet} , $k_{mk}^{\bullet\bullet}$, $k_{mk}^{\bullet\bullet\bullet}$ - коефіцієнти приведення для ділянки, на якій прикладаються зусилля, що діють з боку приводу, k_{ml}^{\bullet} , $k_{ml}^{\bullet\bullet}$, $k_{ml}^{\bullet\bullet\bullet}$ - коефіцієнти приведення для ділянки, на якій діє реактивне зусилля R_l .

$$\begin{aligned} \delta_l(z_i) &= 1 \text{ при } z_i \geq \sum_{j=0}^{i-1} L_j, \quad \delta_l(z_i) = 0 \text{ при } z_i \leq \sum_{j=0}^{i-1} L_j, \\ \delta_k(z_i) &= 1 \text{ при } z_i \geq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}, \quad \delta_k(z_i) = 0 \text{ при } z_i \leq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}, \\ \delta_m(z_i) &= 1 \text{ при } z_i \geq z_m^{\bullet}, \quad \delta_m(z_i) = 0 \text{ при } z_i \leq z_m^{\bullet} \\ \delta_k(z_m^{\bullet}) &= 1 \text{ при } z_m^{\bullet} \geq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}, \quad \delta_k(z_m^{\bullet}) = 0 \text{ при } z_m^{\bullet} \leq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}, \\ \delta_n(z_m^{\bullet}) &= 1 \text{ при } z_m^{\bullet} \geq \sum_{e=1}^n L_e, \quad \delta_n(z_m^{\bullet}) = 0 \text{ при } z_m^{\bullet} \leq \sum_{e=1}^n L_e. \\ i &= 1, 2, 3, \dots, N; \quad m = 1, 2, 3, \dots, M, \quad n = 1, 2, 3, \dots, N. \quad R_0 = 0, \quad L_0 = 0, \end{aligned} \quad (18)$$

k - номер опори, за якою прикладені зусилля приводу F_{xd} , F_{yd} , F_{zd} , M_{xd} , M_{yd} .

Додаток В. Умови сполучення на опорах (9) формуються виходячи з того, що переміщення осі валу (внутрішнього кільця) $u_n(z_n)$, $v_n(z_n)$, $w_n(z_n)$ на n -тій опорі, що має координату z_n , пов'язані з реакціями опори R_{nx} , R_{ny} , R_{nz} через матрицю жорсткості K_n^{\bullet} і представлені, наприклад, в роботі [11]:

Коефіцієнти матриці жорсткості $K_n^\bullet = \begin{bmatrix} k_{xx}^\bullet & k_{xy}^\bullet & k_{xz}^\bullet \\ k_{yx}^\bullet & k_{yy}^\bullet & k_{yz}^\bullet \\ k_{zx}^\bullet & k_{zy}^\bullet & k_{zz}^\bullet \end{bmatrix}$ для опорно-упорного підшипника мають вигляд

[11]:

$$\begin{aligned} k_{xx}^\bullet &= k_\varepsilon \cos^2 \alpha \left[\cos^2 \psi_r * J_{aa}(\varepsilon) + (\sin^2 \psi_r - \cos^2 \psi_r) J_{rr}(\varepsilon) \right], \\ k_{yy}^\bullet &= k_\varepsilon \cos^2 \alpha \left[\sin^2 \psi_r * J_{aa}(\varepsilon) + (\cos^2 \psi_r - \sin^2 \psi_r) J_{rr}(\varepsilon) \right], \\ k_{xy}^\bullet &= k_{yx}^\bullet = k_\varepsilon \cos^2 \alpha \sin \psi_r \cos \psi_r \left[2J_{rr}(\varepsilon) - J_{aa}(\varepsilon) \right], \\ k_{xz}^\bullet &= k_{zx}^\bullet = k_\varepsilon \sin \alpha \cos \alpha \sin \psi_r * J_{ra}(\varepsilon), \\ k_{yz}^\bullet &= k_{zy}^\bullet = k_\varepsilon \sin \alpha \cos \alpha \cos \psi_r * J_{ra}(\varepsilon), \\ k_{zz}^\bullet &= k_\varepsilon \sin^2 \alpha * J_{aa}(\varepsilon), \end{aligned} \quad (19)$$

де $k_\varepsilon = kD^{0,5}Z(w_n \sin \alpha + \Delta_r \cos \alpha)^{m-1}$ - характеристика жорсткості підшипника; k - коефіцієнт жорсткості, $k \approx 1,0 \cdot 10^5$ [11], D - діаметр кульок; Z - кількість кульок у підшипнику; $m=1,5$ [6], [11], $(k_\varepsilon)^{-1} = (kZ)^{-1}(w_n \sin \alpha + \Delta_r \cos \alpha)^{1-m}$ - характеристика податливості підшипника; w_n - осьове переміщення внутрішнього кільця підшипника; $\Delta_r = (u_n^2 + v_n^2)^{0,5}$ - повне радіальне переміщення внутрішнього кільця підшипника;

u_n, v_n - радіальні переміщення внутрішнього кільця підшипника у напрямі осей x та y відповідно; α - контактний кут; $\varepsilon = 0,5(1 + \frac{w_n}{\Delta_r} \operatorname{tg} \alpha)$ - коефіцієнт, що визначає внесок кожної кульки в жорсткість підшипника,

$J_{aa}(\varepsilon), J_{rr}(\varepsilon), J_{ra}(\varepsilon)$ - інтеграли Сьяволла [11,31], за допомогою яких розраховується розподіл зусиль між кульками [6], [11]; ψ_r - кут, що визначає напрямок повного радіального переміщення:

$$\psi_r = \operatorname{arctg}\left(\frac{u_n}{v_n}\right), \text{ при } v_n > 0, \quad \psi_r = \operatorname{arctg}\left(\frac{u_n}{v_n}\right) + \pi, \text{ при } v_n \leq 0. \quad (20)$$

Коефіцієнти матриці $K_n^\bullet = \begin{bmatrix} k_{xx}^\bullet & k_{xy}^\bullet \\ k_{yx}^\bullet & k_{yy}^\bullet \end{bmatrix}$ для радіального підшипника можуть бути отримані з відповідних

коефіцієнтів матриці K_n^\bullet для опорно-упорного підшипника при $\alpha = 0$:

$$\begin{aligned} k_{xx}^\bullet &= k_\varepsilon \left[\cos^2 \psi_r * J_{aa}(\varepsilon) + (\sin^2 \psi_r - \cos^2 \psi_r) J_{rr}(\varepsilon) \right], \\ k_{yy}^\bullet &= k_\varepsilon \left[\sin^2 \psi_r * J_{aa}(\varepsilon) + (\cos^2 \psi_r - \sin^2 \psi_r) J_{rr}(\varepsilon) \right], \\ k_{xy}^\bullet &= k_{yx}^\bullet = k_\varepsilon \sin \psi_r \cos \psi_r \left[2J_{rr}(\varepsilon) - J_{aa}(\varepsilon) \right], \\ k_{xz}^\bullet &= k_{zx}^\bullet = k_{yz}^\bullet = k_{zy}^\bullet = k_{zz}^\bullet = 0, \quad k_\varepsilon = kZ(\Delta_r)^{m-1}, \quad \varepsilon = 0,5. \end{aligned} \quad (21)$$

Матриця податливості K_n формується як матриця, обернена до матриці жорсткості $K_n = (K_n^\bullet)^{-1}$, в якій $(k_\varepsilon)^{-1} = (kZ)^{-1}(\Delta_r)^{1-m}$.

Для обчислення інтегралів Сьяволла використовувалися апроксимуючі залежності з роботи [11].

Формування матриці жорсткості є нелінійною проблемою, оскільки рівняння (8) визначає переміщення для заданого набору зусиль через матрицю жорсткості, а коефіцієнти матриці жорсткості, у свою чергу, залежать від цих переміщень. Для вирішення цієї проблеми для розрахунку коефіцієнтів матриці жорсткості застосовується ітераційний метод Ньютона-Рафсона, вирішальне рівняння для якого має вигляд:

$$q_{n,i+1} = \frac{1}{m} (K_n^\bullet)_i^{-1} R_n + \frac{m-1}{m} q_{n,i},$$

і дозволяє по набору реактивних зусиль для n -тої опори R_n отримати матрицю податливості; $(K_n^\bullet)^{-1}$; i – номер ітерації.

Додаток С. Коефіцієнти матриць $A_{xx}, A_{xy}, A_{yx}, A_{yy}, A_{zx}, A_{zy}, A_{xz}, A_{yz}, A_{zz}$, компоненти вектора – стовпця правих частин B . Компоненти матриці жорсткості обчислюються за допомогою залежностей (13) - (18) з додатка А та (19) - (21) з додатка В.

Коефіцієнти матриці A_{xx} можуть бути отримані відповідно до [30] і мають вигляд:

$$\begin{aligned}
 a_{n1} &= 1, \quad a_{n2} = \sum_{j=1}^n L_j, \quad n=1,2\dots N, \\
 a_{N+1j} &= 1, \quad j=3, \dots, N+2, \\
 a_{N+1j} &= a_{N+2j} = 0, \quad j=1,2, \\
 a_{N+2j} &= \sum_{m=1}^{j-2} L_m, \quad j=3, \dots, N+2, \\
 a_{nj} &= \frac{k_{ml}^\bullet (\sum_{m=j-1}^n L_m)^3}{6EI_1} + \frac{1}{EI_1} \sum_{m=1}^{M-1} \left\{ (k_{m+1}^\bullet - k_m^\bullet) \sum_{l=j-2}^N \left[\left((z_m^\bullet - \sum_{e=1}^l L_e) * \frac{(z_n - z_m^\bullet)^2}{2} + \frac{(z_n - z_m^\bullet)^3}{6} \right) \delta_l(z_m^\bullet) \right] \delta_m(z_n) - \right. \\
 &\quad \left. - \frac{K_{f1}}{GA_1} \left\{ k_{ml}^{\bullet\bullet} \sum_{m=j-1}^n L_m + \sum_{m=1}^{M-1} \left[(k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) \sum_{l=j-2}^N (z_n - z_m^\bullet) \delta_l(z_m^\bullet) \delta_m(z_n) \right] \right\} \right\}, \\
 &\quad n=2\dots N, \quad j < n+2, \quad j=3,4,\dots,N+1. \\
 a_{nj} &= k_{xx}^n, \quad n=1,2\dots N, \quad j=n+2, \\
 a_{nj} &= 0, \quad n=1,2\dots N, \quad j > n+2, \quad j=n+3, n+4, \dots, N+2.
 \end{aligned}$$

Коефіцієнти матриці A_{yy} розмірністю $(N+2) \times (N+2)$, збігаються з коефіцієнтами матриці A_{xx} із заміною $a_{nj} = k_{xx}^n$, на $a_{nj} = k_{yy}^n$.

Структура матриць A_{xy} $(N+2) \times (N+2)$ і A_{xz} розмірністю $(N+2) \times (N+1)$ визначається залежностями (12), коефіцієнти матриць дорівнюють нулю за винятком $a_{nj} = k_{xy}^n$, $n=1,2\dots N$, $j=n+2$ для матриці A_{xy} та $a_{nj} = k_{xz}^n$, $n=1,2\dots N$, $j=n+1$ для матриці A_{xz} .

Коефіцієнти матриці A_{zz} розмірністю $(N+1) \times (N+1)$ можуть бути отримані із залежностей (12) і мають вигляд:

$$\begin{aligned}
 a_{n1} &= 1, \quad n=1,2\dots N, \\
 a_{nj} &= \frac{k_{ml}^{\bullet\bullet\bullet} \sum_{m=j}^n L_m}{EA_1} + \frac{1}{EA_1} \sum_{m=1}^{M-1} \left\{ (k_{m+1}^{\bullet\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet\bullet}) \sum_{l=j-1}^N \left[\left((z_m^\bullet - \sum_{e=1}^l L_e) \right) \delta_l(z_m^\bullet) \right] \delta_m(z_n), \right. \\
 &\quad n=2\dots N, \quad j < n+1, \quad j=2,3,\dots,N. \\
 a_{nj} &= k_{zz}^n, \quad n=1,2\dots N, \quad j=n+1, \\
 a_{nj} &= 0, \quad n=1,2\dots N, \quad j > n+1, \quad j=n+2, n+3, \dots, N+1. \\
 a_{N+11} &= 0, \quad a_{N+1j} = 1, \quad j=2, \dots, N+1,
 \end{aligned}$$

Структура вектора правих частин включає три складові $X^T = [X_x^T, X_y^T, X_z^T]$, де компоненти векторів $X_x^T = [b_{1x}, b_{2x} \dots b_{N+2x}]^T$, $X_y^T = [b_{1y}, b_{2y} \dots b_{N+2y}]^T$, $X_z^T = [b_{1z}, b_{2z} \dots b_{N+1z}]^T$ відповідно (13) - (16), (18) представляються залежностями [30]:

$$b_{ny} = -\frac{\overline{\Phi_1(z_n)}}{EI_1} + \frac{K_{t1}}{GA_1} \overline{\Phi_2(z_n)}, \quad n = 1, 2 \dots N,$$

$$\overline{\Phi_1(z_n)} = M_{xc} \frac{z_n^2}{2} + F_{yc} \frac{z_n^3}{6} + k_{mk}^{\bullet} M_{xd} \frac{(z_n - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}))^2 \delta_k(z_n)}{2} + k_{mk}^{\bullet} F_{yd} \frac{(z_n - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}))^3 \delta_k(z_n)}{6} +$$

$$+ \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet} - k_m^{\bullet}) \left\{ M_{xc} + F_{yc} z_m^{\bullet} + M_{xd} \delta_k(z_m^{\bullet}) + F_{yd} \left[z_m^{\bullet} - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}) \right] \delta_k(z_m^{\bullet}) \right\} \frac{(z_n - z_m^{\bullet})^2}{2} +$$

$$+ \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) \right] \frac{(z_n - z_m^{\bullet})^3}{6} \delta_m(z_n),$$

$$\overline{\Phi_2(z_n)} = \left\langle \left[F_{yc} z_n + k_{mk}^{\bullet\bullet} F_{yd} (z_n - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k})) \delta_k(z_n) \right] + \right.$$

$$\left. + \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet}) \left[F_{yc} + F_{yd} \delta_k(z_m^{\bullet}) \right] (z_n - z_m^{\bullet}) \delta_m(z_n) \right\rangle,$$

$$b_{N+1y} = -F_{yc} - F_{yd},$$

$$b_{N+2y} = M_{xc} + M_{xd} - F_{yd} (\sum_{j=1}^{k-1} L_j + L_{1k}).$$

Компоненти вектора X_x^T можуть бути отримані з компонент вектора X_y^T шляхом заміни індексів y на x і x на y .

Компоненти вектора X_z^T відповідно (12), (17), (18) визначаються співвідношеннями:

$$b_{nz} = -\frac{\overline{\Phi_z(z_n)}}{EA_1} \quad n = 1, 2 \dots N,$$

$$\overline{\Phi_z(z_i)} = F_{zc} z_i + k_{mk}^{\bullet\bullet\bullet} F_{zd} (z_i - (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k})) \delta_k(z_i) +$$

$$+ \sum_{m=1}^{M-1} (k_{m+1}^{\bullet\bullet\bullet} - k_m^{\bullet\bullet\bullet}) \left\{ F_{zc} z_m^{\bullet} + F_{zd} \left[z_m^{\bullet} - (\sum_{j=1}^{k-1} L_j + L_{1k}) \right] \delta_k(z_m^{\bullet}) \right\} \delta_m(z_i),$$

$$b_{N+1z} = -F_{zc} - F_{zd} = 0.$$

У наведених співвідношеннях прийнято позначення:

$$\delta_k(z_n) = 1 \text{ при } z_n \geq (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}), \quad \delta_k(z_n) = 0 \text{ при } z_n \leq (\sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}),$$

$$\delta_m(z_n) = 1 \text{ при } z_n \geq z_m^{\bullet}, \quad \delta_m(z_n) = 0 \text{ при } z_n \leq z_m^{\bullet}$$

$$\delta_k(z_m^{\bullet}) = 1 \text{ при } z_m^{\bullet} \geq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k}, \quad \delta_k(z_m^{\bullet}) = 0 \text{ при } z_m^{\bullet} \leq \sum_{j=1}^k L_j + L_{1k},$$

$$\delta_l(z_m^{\bullet}) = 1 \text{ при } z_m^{\bullet} \geq \sum_{e=1}^l L_e, \delta_l(z_m^{\bullet}) = 0 \text{ при } z_m^{\bullet} \leq \sum_{e=1}^l L_e$$

$$z_n = \sum_{j=1}^n L_j, \quad n = 1, 2, 3, \dots, N;$$

$$R_0 = 0, L_0 = 0.$$

Список літератури

1. Решетов Д.Н. Расчет валов (шпинделей) с учетом упругого взаимодействия их с опорами. М.: Mashgiz, 1939.75с.
2. Shareef, K.J.H, Brandon, J.A., "On the Quasi-Static Design of Machine Tool Spindles, " Journal of Engineering Manufacture, Voi. 204, 1990, pp. 91-104.
3. Lewinchai, L., "Machine Tool Spindle Applications, " SKF Industries, Inc. Engineering and Research, SKF Norden, Feb 1983..
4. Jones A. B. New departure engineering data: analysis of stresses and deflections. New Departure Division, General Motors Corporation, Vol. 2, 1946.
5. Palmgren A. Ball and Roller Bearing Engineering. SKF Industries Inc., Philadelphia, 1959.
6. Harris T. A. Rolling Bearing Analysis. Wiley, New York, 1984
7. Gargiulo E. A simple way to estimate bearing stiffness. Machine Design, Vol. 52, Issue 17, 1980, p. 107-110.
8. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part I: bearing stiffness formulation. Journal of Sound and Vibration, Vol. 139, Issue 2, 1990, p. 179-199.
9. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part II: system studies. Journal of Sound and Vibration, Vol. 139, Issue 2, 1990, p. 201-225.
10. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part V: effect of distributed contact load on roller bearing stiffness matrix. Journal of Sound and Vibration, Vol. 169, Issue 4, 1994, p. 547-553.
11. Hernot X., Sartor M., Guillot J. Calculation of the stiffness matrix of angular contact ball bearings by using the analytical approach. Journal of Mechanical Design, Vol. 122, Issue 1, 2000, p. 83-90.
12. Guo Y., Parker R. G. Stiffness matrix calculation of rolling element bearings using a finite element/contact mechanics model. Mechanism and Machine Theory, Vol. 51, 2012, p. 32-45.
13. Cao Y and Altintas Y (2007), A general method for the modelling of spindle-bearing systems, *J. Mech. Des. Transactions of the ASME* **126**: pp. 1089-1104. DOI:10.1115/1.1802311
14. Cao H, Li B and He Z (2013), Finite Element Model Updating of Machine-Tool Spindle Systems, *Journal of Vibration and Acoustics* **135**: 0245031-0245034. DOI: 10.1115/1.4023045 4
15. ANALYSIS OF LATHE SPINDLE USING ANSYS ¹Dr. S. Shivakumar ¹Dr. Anupama N Kallol , ²Vishwanath Khadakbhavi International Journal of Scientific & Engineering Research, Volume 4, Issue 9, September-2013, pp. 431 – 440.
16. STATIC STIFFNESS ANALYSIS OF HIGH FREQUENCY MILLING SPINDLE Anandkumar Telang IJRET: International Journal of Research in Engineering and Technology eISSN: 2319-1163 | pISSN: 2321-7308 Volume: 03 Special Issue: 03 | May-2014 | NCRIET-2014,
17. DESIGN AND ANALYSIS OF BORING BAR USING ANSYS J.Premkumar¹, V.Mani Kumar², Theenathayalan. K3 *International Journal For Technological Research In Engineering Volume 5, Issue 11, July-2018*, pp. 4584 – 4587
18. Andrei GHEORGHITĂ1, Dragoş AROTĂRIŢEI2,*, Marius TURNEA3, George CONSTANTIN4 MODELING AND SIMULATION OF HIGH SPEED SPINDLE, CURRENT PROBLEMS AND OPTIMIZATIONS – A SURVEY Proceedings in Manufacturing Systems, Volume 11, Issue 4, 2016, 215-222
19. Yu.M. Danylchenko • M.G. Storchak Static calculation of the “Spindle unit” elastic system by using transfer matrices method Mechanics and Advanced Technologies #1 (79), 2017 11-18
20. V.Mallikarjuna Reddy¹,K.Rajasekhara Reddy², V.Purushotham³ Design And Analysis Of Spindle International Journal of Creative Research Thoughts (IJCRT) Volume 6, Issue 2 April 2018 399 403
21. Ayush Anand^{1,2}, Himel Roy ^{1,2} Static and Dynamic Analysis of Lathe Spindle using ANSYS International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 Volume 13, Number 9 (2018) pp. 6994-7000
22. Chuan-Hai Chen; Rui Wang; Zi-Dong Zhou; Zi-Jia Wang; Hao-Nan Cui; Nai-Kou Zhang Static and Dynamic Characteristics Analysis of Spindle for Turning and Milling Process 2019 International Conference on Quality, Reliability, Risk, Maintenance, and Safety Engineering (QR2MSE) 6-9 Aug. 2019 : Zhangjiajie, China
23. Peng T., Lim T. C. dynamics of hypoid gears with emphasis on effect of shaft rotation on vibratory response. ASME 2007 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, American Society of Mechanical Engineers, 2007.
24. Peng T., Lim T. C. Influence of gyroscopic effect on hypoid and bevel geared system dynamics. SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems, Vol. 2, Issue 1, 2009, p. 1377-1386.
25. Yang J., Lim T. C. Dynamics of coupled nonlinear hypoid gear mesh and time-varying bearing stiffness systems. Dynamics, Vol. 1, 2011, p. 1548.
26. Fawzi M.A. El-Saeidy Time-varying total stiffness matrix of a rigid machine spindle-angular contact ball bearings assembly: Theory and analytical/experimental verifications Shock and Vibration 18 (2011) 641–670.
27. A. Bourdon, J. F. Rigal, D. Play Static Rolling Bearing Models in a CAD. Environment for the Study of Complex Mechanisms: Part II—Complete Assembly Model Journal of Tribology Copyright © 1999 by ASME APRIL 1999, Vol. 121, p. 215 – 223.
28. O. Kyrkach, V. Khavin, I. Khavina, "A computational technique for the static analysis of multi-support spindle shafts with nonlinear elastic bearings", Proceedings of 2020 IEEE KhPI Week on Advanced Technology Conference, Kharkiv, Ukraine, 5-10 Oct. 2020, pp. 402-406.
29. В.Лі. Хавін, О.Б. Киркач, Б.Н. Киркач “Статичний аналіз багатоопорних шпиндельних валів на нелінійно пружних опорах“. Вісник НТУ “ХПІ“ №2, 2021р., с.94-100. Сер. “Динаміка та міцність машин“.
30. В.Лі. Хавін, О.Б. Киркач, Б.Н. Киркач “Статичний аналіз багатоопорних ступінчатих шпиндельних валів на нелінійно пружних опорах“. Вісник НТУ “ХПІ“ № 2, 2022р. с. 48-55. Сер. “Динаміка та міцність машин“.
31. H. Sjøvall, “Belastningsfordelningen inom kul-och rullager vid givna yttre radial-och axialbelastningar,” *Teknisk Tidskrift. Mekanik*, 1933.

Bibliography (transliterated):

1. D.N. Reshetov, "Расчет валов (шпинделей) с учетом упругого взаимодействия их с опорами", Mashgiz, 1939 75с.
2. Shareef, K.J.H, Brandon, J.A., "On the Quasi-Static Design of Machine Tool Spindles, " Journal of Engineering Manufacture, Voi. 204, 1990, pp. 91-104.
3. Lewinchai, L., "Machine Tool Spindle Applications, " SKF Industries, Inc. Engineering and Research, SKF Norden, Feb 1983.

- Jones A. B. New departure engineering data: analysis of stresses and deflections. New Departure Division, General Motors Corporation, Vol. 2, 1946.
4. Palmgren A. Ball and Roller Bearing Engineering. SKF Industries Inc., Philadelphia, 1959.
6. Harris T. A. Rolling Bearing Analysis. Wiley, New York, 1984
7. Gargiulo E. A simple way to estimate bearing stiffness. Machine Design, Vol. 52, Issue 17, 1980, p. 107-110.
8. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part I: bearing stiffness formulation. Journal of Sound and Vibration, Vol. 139, Issue 2, 1990, p. 179-199.
9. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part II: system studies. Journal of Sound and Vibration, Vol. 139, Issue 2, 1990, p. 201-225.
10. Lim T. C., Singh R. Vibration transmission through rolling element bearings, part V: effect of distributed contact load on roller bearing stiffness matrix. Journal of Sound and Vibration, Vol. 169, Issue 4, 1994, p. 547-553.
11. Hernot X., Sartor M., Guillot J. Calculation of the stiffness matrix of angular contact ball bearings by using the analytical approach. Journal of Mechanical Design, Vol. 122, Issue 1, 2000, p. 83-90.
12. Guo Y., Parker R. G. Stiffness matrix calculation of rolling element bearings using a finite element/contact mechanics model. Mechanism and Machine Theory, Vol. 51, 2012, p. 32-45.
13. Cao Y and Altintas Y (2007), A general method for the modelling of spindle-bearing systems, *J. Mech. Des. Transactions of the ASME* **126**: pp. 1089-1104. DOI:10.1115/1.1802311
14. Cao H, Li B and He Z (2013), Finite Element Model Updating of Machine-Tool Spindle Systems, *Journal of Vibration and Acoustics* **135**: 0245031-0245034. DOI: 10.1115/1.4023045 4
15. ANALYSIS OF LATHE SPINDLE USING ANSYS ¹ Dr. S. Shivakumar ¹ Dr. Anupama N Kallol, ² Vishwanath Khadakhbavi International Journal of Scientific & Engineering Research, Volume 4, Issue 9, September-2013, pp. 431 – 440.
16. STATIC STIFFNESS ANALYSIS OF HIGH FREQUENCY MILLING SPINDLE Anandkumar Telang IJRET: International Journal of Research in Engineering and Technology eISSN: 2319-1163 | pISSN: 2321-7308 Volume: 03 Special Issue: 03 | May-2014 | NCIET-2014,
17. DESIGN AND ANALYSIS OF BORING BAR USING ANSYS J.Premkumar¹, V.Mani Kumar², Theenathayalan. K3 *International Journal For Technological Research In Engineering Volume 5, Issue 11, July-2018*, pp. 4584 – 4587
18. Andrei GHEORGHIȚĂ1, Dragoș AROTĂRIȚEI2,*, Marius TURNEA3, George CONSTANTIN4 MODELING AND SIMULATION OF HIGH SPEED SPINDLE, CURRENT PROBLEMS AND OPTIMIZATIONS – A SURVEY Proceedings in Manufacturing Systems, Volume 11, Issue 4, 2016, 215-222
19. Yu.M. Danylchenko • M.G. Storchak Static calculation of the “Spindle unit” elastic system by using transfer matrices method Mechanics and Advanced Technologies #1 (79), 2017 11-18
20. V.Mallikarjuna Reddy1,K.Rajasekhara Reddy2, V.Purushotham3 Design And Analysis Of Spindle International Journal of Creative Research Thoughts (IJCRT) Volume 6, Issue 2 April 2018 399 403
21. Ayush Anand1,2, Himel Roy 1,2 Static and Dynamic Analysis of Lathe Spindle using ANSYS International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 Volume 13, Number 9 (2018) pp. 6994-7000
22. Chuan-Hai Chen; Rui Wang; Zi-Dong Zhou; Zi-Jia Wang; Hao-Nan Cui; Nai-Kou Zhang Static and Dynamic Characteristics Analysis of Spindle for Turning and Milling Process 2019 International Conference on Quality, Reliability, Risk, Maintenance, and Safety Engineering (QR2MSE) 6-9 Aug. 2019 : Zhangjiajie, China
23. Peng T., Lim T. C. dynamics of hypoid gears with emphasis on effect of shaft rotation on vibratory response. ASME 2007 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, American Society of Mechanical Engineers, 2007.
24. Peng T., Lim T. C. Influence of gyroscopic effect on hypoid and bevel geared system dynamics. SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems, Vol. 2, Issue 1, 2009, p. 1377-1386.
25. Yang J., Lim T. C. Dynamics of coupled nonlinear hypoid gear mesh and time-varying bearing stiffness systems. Dynamics, Vol. 1, 2011, p. 1548.
26. Fawzi M.A. El-Saeidy Time-varying total stiffness matrix of a rigid machine spindle-angular contact ball bearings assembly: Theory and analytical/experimental verifications Shock and Vibration 18 (2011) 641–670.
27. A. Bourdon, J. F. Rigal, D. Play Static Rolling Bearing Models in a CAD. Environment for the Study of Complex Mechanisms: Part II—Complete Assembly Model Journal of Tribology Copyright © 1999 by ASME APRIL 1999, Vol. 121, p. 215 – 223.
28. O. Kyrkach, V. Khavin, I. Khavina, "A computational technique for the static analysis of multi-support spindle shafts with nonlinear elastic bearings", Proceedings of 2020 IEEE KhPI Week on Advanced Technology Conference, Kharkiv, Ukraine, 5-10 Oct. 2020, pp. 402-406.
29. V.L. Khavin, O.B. Kirkach, B.M. Kirkach "Statychnyy analiz bahatoopornykh shpyndel'nykh valiv na nelineinyo pruzhnykh oporakh". Visnyk NTU "KHPI" №2, 2021r., s.94-100. Ser. "Dynamika ta mitsnist' mashyn".
30. V.L. Khavin, O.B. Kirkach, B.M. Kirkach "Statychnyy analiz bahatoopornykh stupinchastykh shpyndel'nykh valiv na nelineinyo pruzhnykh oporakh". Visnyk NTU "KHPI" № 2, 2022r. s. 48-55. Ser. "Dynamika ta mitsnist' mashyn".
31. H. Sjøvall, "Belastningsfördelningen inom kul-och rullager vid givna yttre radial-och axialbelastningar," *Teknisk Tidskrift. Mekanik*, 1933.

Поступила (received) . . . 2024

Відомості про авторів / About the Authors

Хавін Валерій Львович (Khavin Valerij) – кандидат технічних наук, професор кафедри теоретичної механіки та опору матеріалів Навчально-наукового інституту комп'ютерного моделювання, прикладної фізики та математики Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»; e-mail: Valerij.Havin@khpi.edu.ua, ORCID: 0000-0002-4827-6474.

Хавін Євгеній Валерьевич (Khavin Evgen) – кандидат технічних наук, директор ТОВ «Світс-7»; e-mail: ehavin@ukr.net, ORCID: 0009-0007-3593-8102.

Киркач Борис Миколайович (Kyrkach Borys) – кандидат технічних наук, професор кафедри теоретичної механіки та опору матеріалів Навчально-наукового інституту комп'ютерного моделювання, прикладної фізики та математики Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»; e-mail: Borys.Kyrkach@khpi.edu.ua, ORCID: 0000-0002-0432-1296.

Киркач Олексій Борисович (Kyrkach Oleksiy) – інженер-механік-конструктор, ТОВ «Енейбл Україна»; e-mail: olky@enabl.dk, ORCID: 0000-0003-4594-557X.

РУБАШКА В.П.**СТІЙКІСТЬ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЇ РАМИ ПАЛЕТНОГО СТЕЛАЗЖУ**

Розглянуто питання аналізу стійкості рам збірно-розбірних палетних стелажів. Палетні стелажі пристосовані до мінімально можливого розміру займаної ними корисної площі приміщення, а також забезпечення зручного доступу до вантажів, що зберігаються. Необхідність розміщення максимальної кількості вантажів на мінімальній складській території висуває високі вимоги до методів проектування та розрахунку як стелажних систем в цілому так і їх окремих складових елементів. Метою роботи є проведення досліджень стійкості рами, що є одним із основних конструктивних елементів металокаркасної всього палетного стелажу. Для цього розроблена комбінована розрахункова схема металокаркасної, що містить 3-мірні суцільні тіла, тонкостінні оболонкові конструкції та балкові структури. Схема враховує особливості конструкції стоек, розкосів рами, під'ятників, а також основні конструктивні особливості болтових з'єднань, що зв'язують ці елементи. Як метод дослідження пропонується кінцево-елементний підхід, що дозволяє повною мірою врахувати всі конструктивні особливості складових елементів та характер їх з'єднання у збірно-розбірній конструкції. Було проведено дослідження впливу болтових з'єднань розкосів зі стійками на стійкість як окремої стійки, так і всієї рами. Проведено аналіз різних типів розкосів систем на сталість металокаркасної рами. В результаті проведених досліджень оцінювалися шляхи підвищення стійкості стелажних систем при використанні можливості їх конструктивної перебудови за рахунок властивостей збірно-розбірних вузлів. З'ясовано, що наявність болтових з'єднань якісно змінює поведінку стійок відкритого поперечного перерізу при втраті стійкості.

Ключові слова: палетний стелаж, розрахункова схема, стійкість, коефіцієнт стійкості, метод кінцевих елементів, стійка стелажу, відкритий поперечний переріз, розкос, під'ятник, болтове з'єднання.

RUBASHKA V.**STABILITY OF METAL STRUCTURE OF PALLET RACKING FRAME**

The issues of analyzing the stability of frames of prefabricated pallet racks are considered. Pallet racks are adapted to the minimum possible size of the usable space they occupy, as well as to provide convenient access to stored goods. The need to place the maximum number of cargoes in a minimum warehouse area places high demands on the design and calculation methods of both racking systems as a whole and their individual constituent elements. The purpose of the work is to conduct research on the stability of the frame, which is one of the main structural elements of the metal structure of the entire pallet rack. For this purpose, a combined design scheme for metal structures has been developed, containing 3-dimensional solid bodies, thin-walled shell structures and beam structures. The diagram takes into account the design features of the racks, frame braces, thrust bearings, as well as the main design features of the bolted connections connecting these elements. A finite element approach is proposed as a research method, allowing to fully take into account all the design features of the constituent elements and the nature of their connection in a prefabricated structure. Studies have been conducted of the effect of bolted connections of braces with racks on the stability of both an individual rack and the entire frame. An analysis of various types of bracing systems for the stability of the metal frame structure was carried out. As a result of the research, ways to increase the stability of racking systems using the possibility of their structural restructuring due to the properties of prefabricated units were assessed. It was found that the presence of bolted connections qualitatively changes the behavior of racks of open cross-section during loss of stability.

Key words: pallet rack, design diagram, stability, stability coefficient, finite element method, rack stand, open cross-section, brace, thrust bearing, bolted connection.

Вступ. Найбільш популярним і поширеним видом обладнання, яке використовується на великих складах для організації системи зберігання різних товарів, є палетні (фронтальні) стелажі. Ці металеві конструкції, що отримали другу назву фронтальні через спосіб завантаження та розвантаження, призначені для розміщення на них вантажу, покладеного на палети. Окрім великих складів дистриб'юторських компаній, вони сьогодні знаходять широке застосування для оснащення великих за площею залів гіпермаркетів та торгових центрів.



Рисунок 1 - Палетні стелажі

© В.П Рубашка 2024

Конструкція стелажів дозволяє встановлювати одинарні та здвоєні ряди, довжина яких обмежується зручністю обслуговування вантажною технікою. Донедавна використовувалися цільнозварні стелажі або стелажі зі звареними рамами та складанням на болтах, а їх елементами служив звичайний будівельний сортамент

металопрокату. Фактично, такі стелажі слід збирати раз і назавжди, але подібне обладнання не відповідає сучасним вимогам споживача.

Сучасні стелажі повинні бути швидкорозбірними, складатися зі збірних рам і легкого прокату спеціального вигляду. Для їхнього виробництва зазвичай використовують спеціальне прокатне обладнання.

Збірно-розбірний стелаж складається з декількох рам кожна з яких має дві вертикальні стійки спеціального профілю з перфорацією (1), з'єднаних між собою розкосами (3,4), що підвищують жорсткість конструкції і спираються на розташовані внизу під'ятники (6). Рами, у свою чергу, пов'язані горизонтальними вантажними балками (2) з елементами кріплення до вертикальних рам, які виконані у вигляді кронштейнів із зачепами, привареними до кінців балок (рис.2).

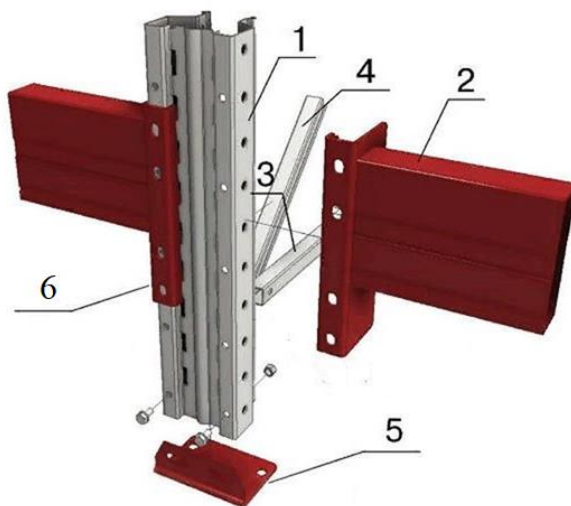


Рисунок 2 – Основні елементи металокопструкції збірно-розбірного палетного стелажу

Профіль стійки має складну конфігурацію, що має у своєму перерізі різноманітні ребра жорсткості. Приклади фрагментів стійок різних видів поперечних перерізів показано на рис. 3

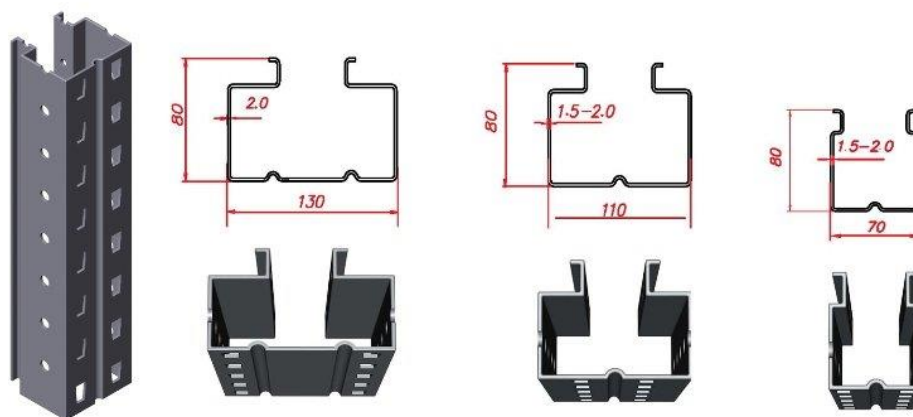


Рисунок 3 - Сійки палетного стелажу

У конструкції стійки передбачений спеціальний отвір, в який вставляються розкоси. Розкоси фіксується болтовим з'єднанням, як показано на рис. 4. За допомогою таких розкосів дві стійки поєднуються в єдину раму. Така конструкція обумовлює той факт, що болтові з'єднання жорстко пов'язують дві протилежні грані отвору стійки в місцях розташування розкосів. Таким чином болтові з'єднання розбивають стійку на ділянки з розмірними поперечними перерізами та ділянки із замкнутим поперечним перерізом, що суттєво ускладнює аналіз стійкості таких пружних систем [1,2].

Як видно з наведеного опису, рами сучасних стелажів палетних є складними просторовими металевими конструкціями, що складаються з різноманітних пружних елементів, що мають ділянки як відкритого, так і закритого поперечного перерізу, що знаходяться під впливом просторової системи сил. Оскільки стелажі схильні до значних вертикальних навантажень, особливої актуальності набувають питання дослідження стійкості як самих стійок, так і всієї металевої конструкції рами в цілому

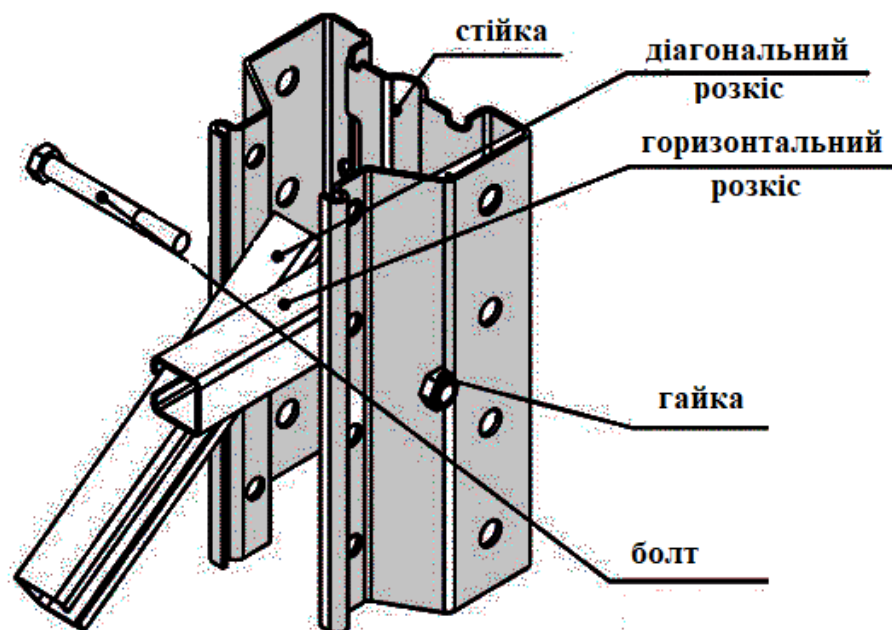


Рисунок 4. Кріплення розкосів до стійки стелажу

Мета дослідження. Аналіз впливу болтових з'єднань на стійкість рам палетних стелажів

Аналіз основних досягнень та літератури. Основи проектування та експлуатації палетних стелажів викладено у нормативній документації [3,4,5,6]. Однак ця документація не дає відповідей на найважливіші питання, пов'язані з удосконаленням конструкцій, вивчення взаємовпливу окремих конструктивних рішень на стан стелажної системи. Тому нині розвиваються науково-дослідні роботи, дозволяють вивчити ті чи інші аспекти поведінки таких систем.

Один із напрямів досліджень складає аналіз окремих елементів та вузлів стелажного комплексу. Наприклад, у роботах [7,8] авторами провели детальний аналіз стійкості стелажних стійок з холодногнутою сталі за складних режимах навантаження. Порівняння експериментальних досліджень із чисельним моделюванням на основі кінцево-елементних моделей показали суттєву залежність стійкості стояків від наявності перфораційних отворів.

У роботах [9,10,11] обґрунтовується необхідність детального моделювання з'єднання розкосу зі стійкою в палетних стелажах. Зазначається, що представлення таких сполук у вигляді жорстких зв'язків багаторазово збільшує жорсткість системи, що моделюється. У роботах [12,13] обґрунтовується застосування болтових з'єднань розкосу стелажу зі стійкою.

Інший напрямок досліджень пов'язаний з аналізом стійкості всієї стелажної конструкції. У роботах [14,15,16,17] автори аналізують вплив зв'язків балок стелажу зі стійками. Зазначається, що характер цих зв'язків істотно впливає на поведінку стелажної системи.

Майже всі автори відзначають складність дослідження таких конструкцій. Тому, крім експериментальних методів дослідження, найбільш поширеним є підхід на основі побудови 3-д моделей з подальшим розрахунком на основі методу кінцевих елементів. Технологію застосування кінцево-елементних моделей для аналізу стелажних тонкостінних конструкцій розглянуто в роботах [17,18,20,21]. У роботах показано ефективність використання таких моделей для визначення загальної та локальної форм стійкості систем, що вивчаються за наявності безперервних перфораційних отворів опорних стійок.

З проведеного аналізу сучасних робіт випливає, що в дослідженнях недостатньо відображені питання визначення напрямів підвищення стійкості як окремих складових елементів так і всієї системи палету за рахунок можливості її внутрішньої перебудови.

Стійкість пружної системи багато в чому визначається її жорсткими властивостями. Наявність роз'ємних з'єднань типу «зачіп» та болтових з'єднань відкриває можливість керувати жорсткістю металоконструкції за рахунок її внутрішньої перебудови. Наприклад, можна змінювати кількість і становище розкосів у рамі і цим впливати на жорсткість а, отже, і стійкість як окремих стійок і всієї рами загалом. Все це дозволяє при монтажі та експлуатації стелажу без особливих зусиль перебудувати його конструкцію, що, у свою чергу, впливає на жорсткі характеристики металоконструкції та характеристики стійкості всієї пружної системи.

Матеріали дослідження.

Стійки відкритого поперечного перерізу при позacentровому навантаженні вертикальними силами зазнають згинально-крутильних форм втрати стійкості. Аналіз таких форм втрати стійкості представляє найбільший практичний інтерес у порівнянні з класичними згинальними формами, оскільки вони виникають при значно менших значеннях критичних сил.[2].

У стелажних комплексах дві стійки пов'язані між собою системою розкосів. Для з'єднання розкосів та стійок використовуються болтові з'єднання, як показано на рис. 2. Такі з'єднання виступають як внутрішні зв'язки, які з певним кроком розташування розкосів по висоті стійки замикають її відкритий поперечний переріз. Таким чином, не можна вважати стійку стелажу пружним елементом із повністю відкритим перетином. У місцях розташування болтових з'єднань перетин стійки замкнутий, на вільних ділянках маємо відкритий переріз.

Для аналізу впливу таких зв'язків на загальну стійкість стійки було побудовано 3D модель перфорованої стійки стелажу, представлену на рис. 5.

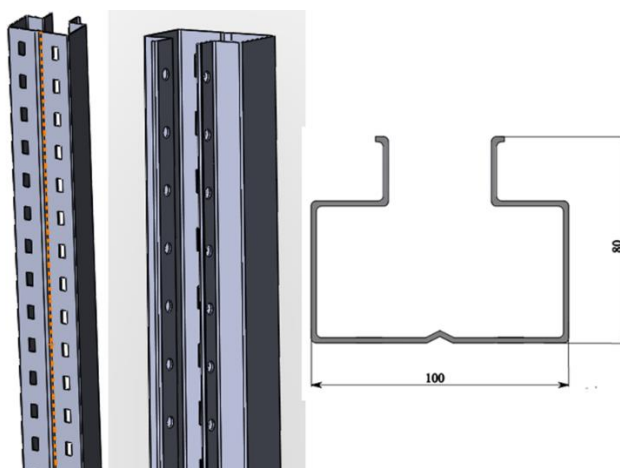


Рисунок 5 – Модель стійки палетного стелажу

На рис. 6 а) представлена 3D модель болтового з'єднання (виділена червоним кольором). При побудові розрахункової схеми приймалося, що з'єднання болтів абсолютно жорстко пов'язує протилежні грані стійки. Схема навантаження представлена на рис. 6 б). Зовнішніми впливами є сили ваги вантажів, розташованих у осередках стелажу. Це вагове навантаження передається через вантажні балки на кронштейни. Зачепи кронштейнів впливають на нижні межі прямокутних перфораційних отворів у місцях контакту зачепу кронштейна зі стійкою

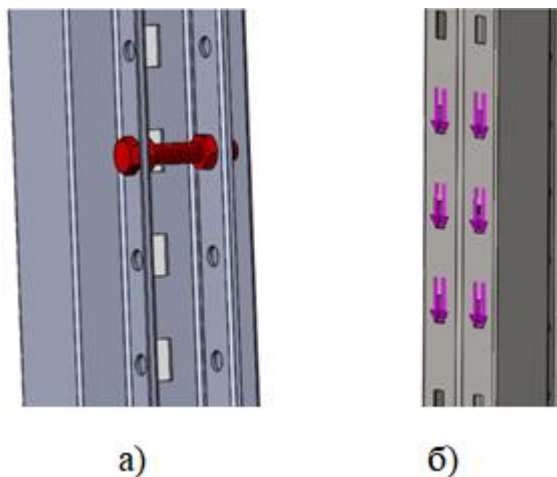


Рисунок 6 - 3D модель стійки рами стелажу:
а) – модель із болтовими зв'язками; б) – навантаження зусиллями від ваги вантажів

Розрахунки проводилися до різних схем розташування болтових зв'язків. Результати розрахунків першої форми втрати стійкості стійки представлені таблиці 1. У цій же таблиці дається короткий опис розташування болтових зв'язків кожної схеми.

Аналіз результатів розрахунків показує:

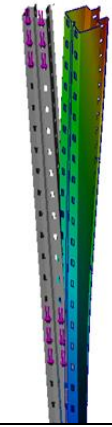
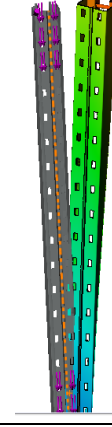
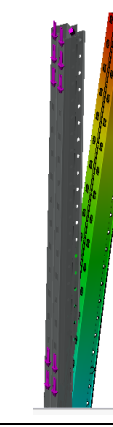


1) стійка стелажу без внутрішніх болтових зв'язків (схема №1) має згинально-крутильну форму втрати стійкості, яка проявляється в елементах відкритого поперечного перерізу.

2) введення в конструкцію стійки навіть одного болтового з'єднання (схема №2) різко підвищує стійкість стійки, хоча форма втрати стійкості залишається, як і раніше, згинально-крутильна.

3) Введення в конструкцію нових болтових з'єднань, з одного боку, підвищує стійкість, а з іншого боку переводить форму втрати стійкості з згинально-крутильної у звичайну згинальну форму, яка характерна для елементів із замкнутим поперечним перерізом.

4) Збільшення числа болтових з'єднань не призводить до суттєвого підвищення стійкості конструкції та зміни згинальної форми.

Таблиця 1 – Форми втрати стійкості стійки рами стелажу

	Схеми розташування внутрішніх зв'язків (болтових з'єднань)				
	1	2	3	4	5
Кількість внутрішніх зв'язків (Розташування)	Без зв'язків	1 зв'язок (верхній переріз)	2 зв'язки (верхній перетин, середина стійки)	3 зв'язки (верхній, нижній переріз, середина стійки)	4 зв'язки (рівномірно по висоті стійки)
Коефіцієнт стійкості	1,68	2,38	2,84	2,84	2,85
Форма пружної деформації					
Перша форма втрати стійкості	згинально-крутильна	згинально-крутильна	згинальна	згинальна	згинальна

З проведених розрахунків можна дійти невтішного висновку у тому, що стійка, завдяки наявності внутрішніх болтових зв'язків має лише згинальну форму втрати стійкості і поводить себе як елемент замкнутого поперечного перерізу. Отже, аналіз стійкості стійки палетного збірно-розбірною стелажу немає сенсу без урахування її взаємозв'язків з іншими елементами конструкції.

На другому етапі досліджень аналізували вплив болтових зв'язків на стійкість рами стелажу. Кількість болтових з'єднань у рамі визначається типом розкритої системи та кількістю розкосів. Державним стандартом України [3]. передбачені наступні типи рам (рис.6)

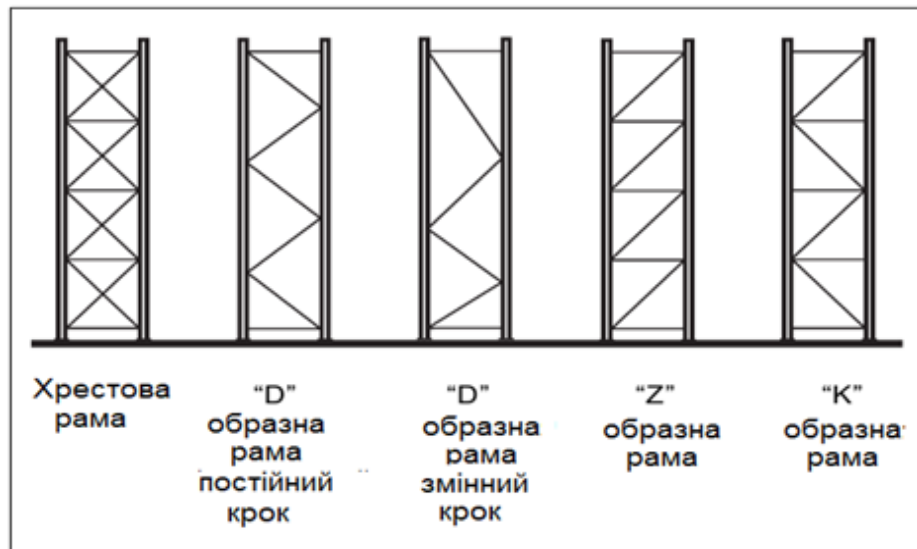


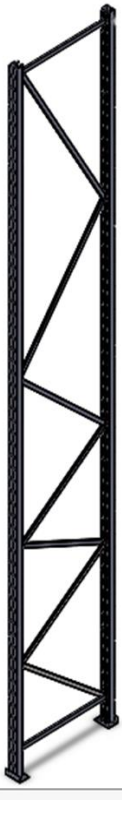


Рисунок 7 - Типові форми рам стелажів згідно ДСТУ EN 15512

Були розроблені 3D моделі найпоширеніших типів рам – «D»-образна рама з постійним кроком, «D»-образна рама зі змінним кроком та «Z»-образна рама. Моделі цих рам представлені в таблиці 2. При побудові моделей рам враховувалися всі конструктивні особливості стійок, болтові з'єднання розкосів зі стійками, болтові з'єднання під'ятників зі стійками (рис. 8).

Таблиця 2 – 3D моделі рам палетного стелажу

Моделі рам палетного стелажу		
«Z»-образна рама	«D»-образна рама з постійним кроком	«D»-образна рама зі змінним кроком
		

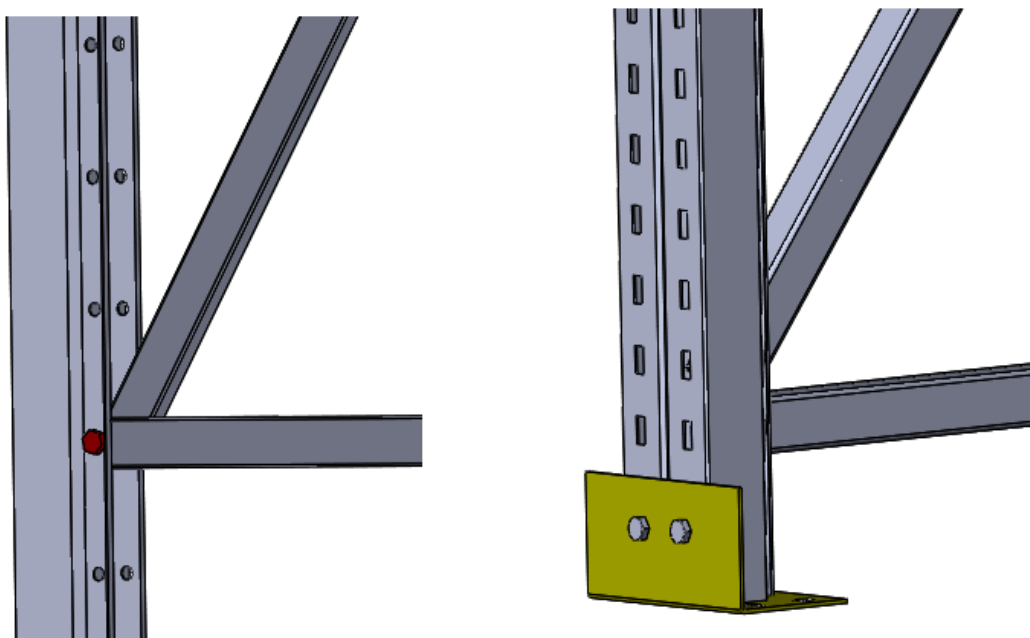
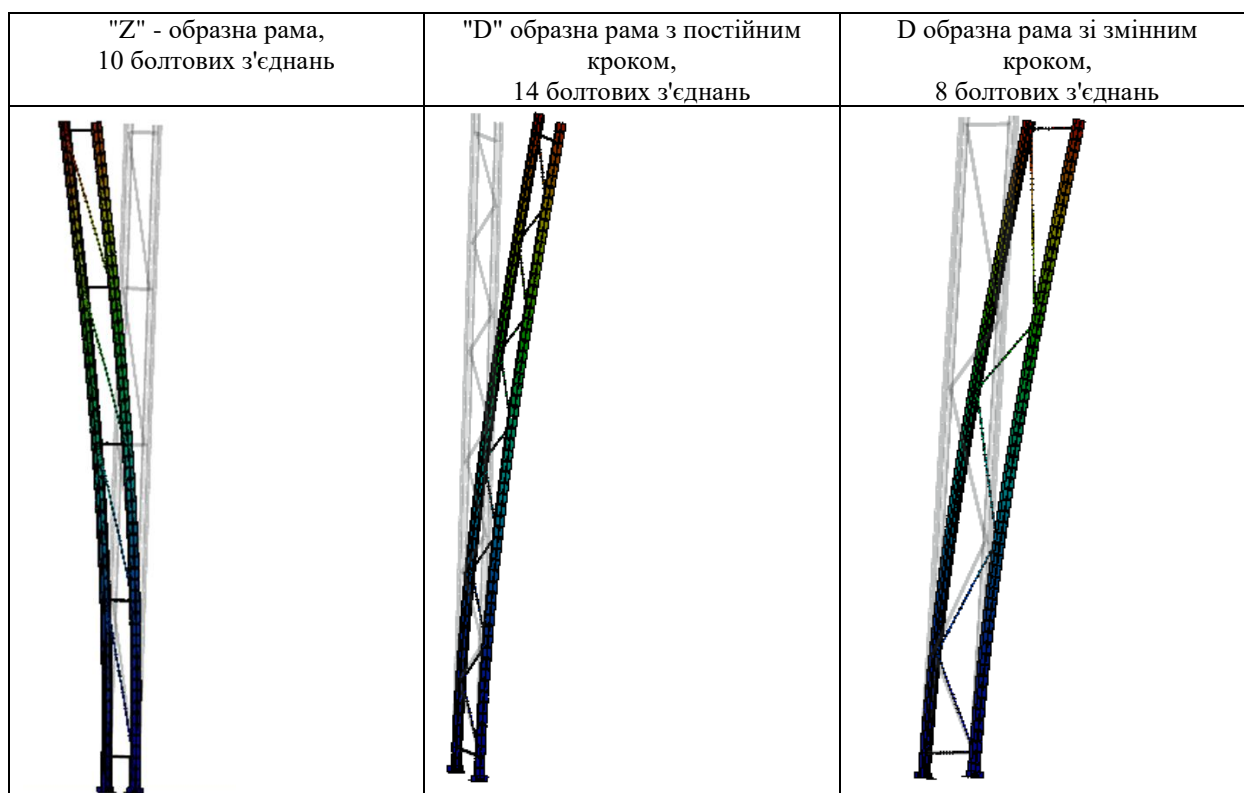


Рисунок 8 – Моделі болтових з'єднань у рамі стелажу

Зовнішнє навантаження від вантажів у осередках стелажу моделювалося аналогічно тому, як показано на рис.4 б).

Розрахунки проводилися кожному за типу рами при різному числі розкосів, отже, і кількості болтових з'єднань. Аналізувався коефіцієнт стійкості та перша форма втрати стійкості. Деякі результати розрахунків першої форми втрати стійкості для трьох типів рам з різним числом з'єднань болтових представлено в табл. 3.

Таблиця 3 – Форми втрати стійкості рами палетного стелажу



На рис. 9 представлений графік зміни коефіцієнта стійкості для трьох типів рам в залежності від числа болтових зв'язків в розкідній системі. При розрахунках кожного типу приймалося 8, 10, 12, 14 болтових з'єднань.

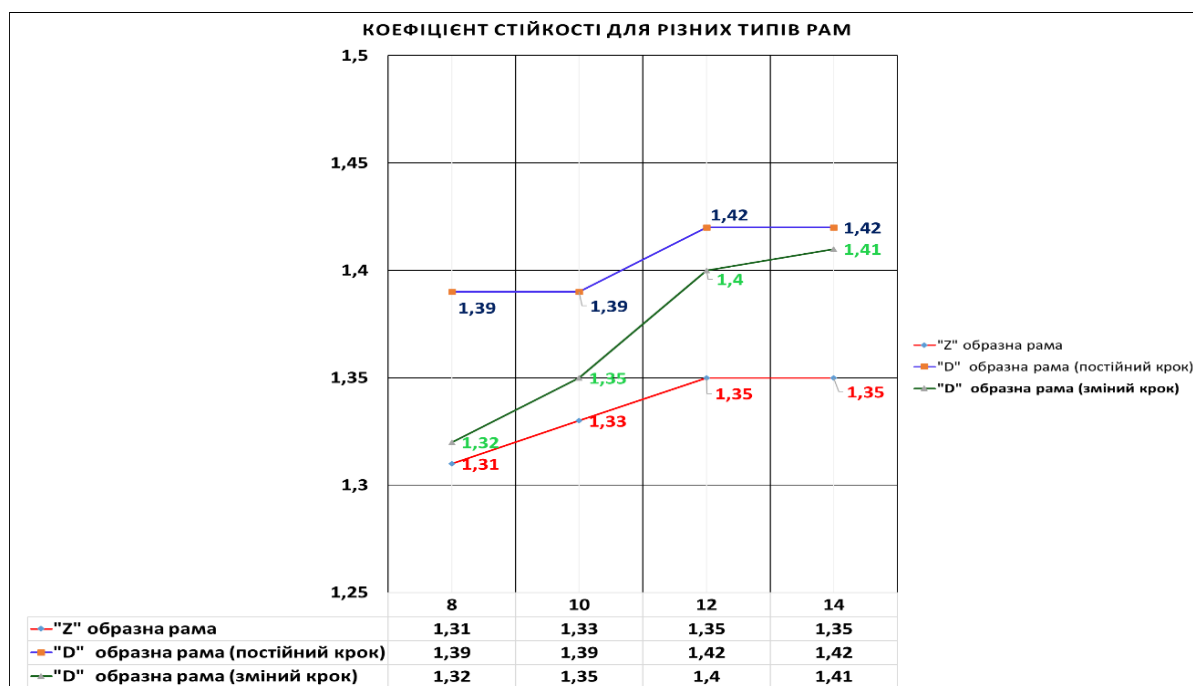


Рисунок 9 - Залежність коефіцієнта стійкості від типу рами та кількості болтових з'єднань

Як видно з наведених розрахунків, рама при втраті стійкості має згинальну форму втрати стійкості. Вплив відкритого перерізу основних елементів рами – стійок не позначається на характері першої форми. З графіків на рис. 9 слід, що величини коефіцієнтів стійкості істотно залежить від кількості болтових зв'язків у розкідній системі рами. Це повністю узгоджується з висновками для однієї окремої стійки. Проте тип рами впливає динаміку зміни коефіцієнта стійкості. Найбільше ця залежність проявляється для «D»-образних рам зі змінним

кроком. Тут збільшення коефіцієнта стійкості становить близько 7%. Крім цього з розрахунків слід, що стійкість трохи вища для стелажів з «D»- образною рамою з постійним кроком.

Висновки. На основі проведених досліджень можна зробити такі висновки:

- незважаючи на те, що конструкція стійки передбачає відкритий поперечний переріз, при втраті стійкості вона зазнає лише згинальної форми втрати стійкості;
- наявність болтових з'єднань у місцях кріплення розкосів значно підвищує стійкість стійки. Хоча подальше збільшення числа таких зв'язків не призводить до подальшого зростання коефіцієнта стійкості;
- стійкість рами стелажу не суттєво залежить від числа болтових зв'язків у розкідній системі та типу рами. Проте виявлено, що стійкість «D»- образних рам з постійним кроком дещо вища ніж стійкість інших типів рам.

Таким чином, при аналізі стійкості стелажних систем немає сенсу розглядати окремо стійку без урахування характеру її взаємозв'язків з іншими елементами пружної системи, оскільки наявність таких з'єднань якісно змінює її поведінку при втраті стійкості.

Список літератури:

1. Лук'янченко О. О Комп'ютерне моделювання в задачах стійкості тонкостінних стержнів відкритого профілю з недосконалістю форми/ О. О. Лук'янченко, І. О. Охтеня // Управління розвитком складних систем. - Київ, 2021. - № 47. - С. 95 – 101.
2. Юрченко В. В. Несуча здатність стержневих елементів конструкцій із холодногнутих профілів / В. В. Юрченко, А. В. Перельмутер. – К.: Каравела, 2020. - 310 с.
3. DSTU EN 15512:2015. Системи складські стаціонарні сталеві. Збірно-розбірні палетні стелажні системи. Принципи проектування конструкцій.
4. DSTU EN 15620:2015. Системи складські стаціонарні сталеві. Збірно-розбірні палетні стелажні системи. Допуски, деформації та зазори.
5. DSTU EN 15629:2015. Системи складські стаціонарні сталеві. Технічні умови на складське устаткування.
6. DSTU EN 15635:2015. Системи складські стаціонарні сталеві. Експлуатування та технічне обслуговування складського устаткування.
7. Talebian, N.; Gilbert, B.P.; Miller, D.; Karampour, H. Biaxial bending design of solid steel storage rack uprights in global buckling. *J. Constr. Steel Res.* 2022, 196, 107395.
8. Ren, C.; Wang, B.; Zhao, X. Numerical predictions of distortional-global buckling interaction of perforated rack uprights in compression. *Thin Walled Struct.* 2019, 136, 292–301.
9. Talebian, N.; Gusella, F., Orlando, M., Peterman K.. Stiffness and resistance of brace-to-upright joints with lipped channel braces assembled flange-to-flange. *J. Constr. Steel Res.* 2022, 193, 107258.
10. Escanio, L.A.; Elias, G.C.; de Almeida Neiva, L.H.; Alves, V.N.; Sarmanho, A.M.C. Analysis of beam-to-upright end connections steel storage systems. *Adv. Steel Constr.* 2020, 16, 279–286.
11. Zhao, X.; Dai, L.; Rasmussen, K.J.R. Hysteretic behaviour of steel storage rack beam-to-upright boltless connections. *J. Constr. Steel Res.* 2018, 144, 81–105.
12. Yin, L.; Tang, G.; Li, Z.; Zhang, M.; Feng, B. Responses of cold-formed steel storage racks with spine bracings using speed-lock connections with bolts I: Static elastic-plastic pushover analysis. *Thin Walled Struct.* 2018, 125, 51–62.
13. Dai, L.; Zhao, X.; Rasmussen, K.J.R. Flexural behaviour of steel storage rack beam-to-upright bolted connections. *Thin Walled Struct.* 2018, 124, 202–217
14. Gusella F, Arwade SR, Orlando M, Peterman KD. Influence of mechanical and geometric uncertainty on rack connection structural response. *J Constr Steel Res* 2019;153:343–55. doi:10.1016/j.jcsr.2018.10.021.
15. Bernuzzi C., Pellegrino C., Simoncelli M. Characterization of Existing Steel Racks via Dynamic Identification. *Buildings* 2021, 11(12), 603;
16. Kovalenko, V., Rubashka, V., Aliksieiev, V., Heiden, B. (2023). Stability Analysis of Dismountable Pallet Racks. In: Ciobotă, D.D. (eds) International Conference on Reliable Systems Engineering (ICoRSE) - 2023. ICoRSE 2023. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 762. Springer, Cham.
17. Коваленко В. О., Рубашка В. П. Дослідження стійкості багатосекційних стелажів // Modern problems of science, education and society. Proceedings of the 5th International scientific and practical conference. SPC "Sci-conf.com.ua". Kyiv, Ukraine. 2023. Pp. 167-170.
18. Si-Wei Liu, Teoman Pekoz, Wen-Long Gao, Ronald D. Ziemian, James Crews. Frame analysis and design of industrial rack structures with perforated cold-formed steel columns. *Thin-Walled Structures*. Volume 163, June 2021, 107755
19. Neiva, L., Elias, G., Braz Starlino, J. A. ., Cunha Sarmanho, A. M. ., & Nicchio Alves, V. . (2022). Industrial storage system continuous perforated uprights: a combined design proposal. *Revista De La Construcción. Journal of Construction*, 21(2), 204–214.
20. Резніченко О. І., Рубашка В.П. Побудова розрахункової схеми аналізу стійкості розбірних палетних стелажів. *Машинобудування*, вип. 30 (Квітень), 2023. С. 29-42
21. Reznichenko O.I., Rubashka V.P. Calculation scheme for research of stability of collapsible racks. Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: тези доповідей XXXI міжнародної науково-практичної конференції MicroCAD-2022, 17-20 травня 2023 р. / за ред. проф. Сокола Є.І. – Харків: НТУ «ХПИ». – с. 199.

Bibliography (transliterated):

1. Luk'ianchenko O. O Komp'uterne modelivannia v zadachakh stiikosti tonkostinnykh sterzhniv vidkrytoho profiliiu z nedoskonaliostiamy formy/ O. O. Luk'ianchenko, I. O. Okhten // Upravlinnia rozvytkom skladnykh system. - Kyiv, 2021. - № 47. - S. 95 – 101.
2. Yurchenko V. V. Nesucha zdatnist sterzhnevyykh elementiv konstruktssii iz kholodnohnutykh profiliv / V. V. Yurchenko, A. V. Perelmutter. – K.: Karavela, 2020. - 310 s.
3. DSTU EN 15512:2015. Systemy skladski statsionarni stalevi. Zbirno-rozbirni paletni stelazhni systemy. Prynyspy proektuvannia konstruktssii.
4. DSTU EN 15620:2015. Systemy skladski statsionarni stalevi. Zbirno-rozbirni paletni stelazhni systemy. Dopusky, deformatsii ta zazory.
5. DSTU EN 15629:2015. Systemy skladski statsionarni stalevi. Tekhnichni umovy na skladske ustatkuvannia.
6. DSTU EN 15635:2015. Systemy skladski statsionarni stalevi. Ekspluatuvannia ta tekhnichne obsluhovuvannia skladskohu ustatkuvannia.
7. Talebian, N.; Gilbert, B.P.; Miller, D.; Karampour, H. Biaxial bending design of solid steel storage rack uprights in global buckling. *J. Constr. Steel Res.* 2022, 196, 107395.
8. Ren, C.; Wang, B.; Zhao, X. Numerical predictions of distortional-global buckling interaction of perforated rack uprights in compression. *Thin Walled Struct.* 2019, 136, 292–301.
9. Talebian, N.; Gusella, F., Orlando, M., Peterman K.. Stiffness and resistance of brace-to-upright joints with lipped channel braces assembled flange-to-flange. *J. Constr. Steel Res.* 2022, 193, 107258.

10. Escanio, L.A.; Elias, G.C.; de Almeida Neiva, L.H.; Alves, V.N.; Sarmanho, A.M.C. Analysis of beam-to-upright end connections steel storage systems. *Adv. Steel Constr.* 2020, 16, 279–286.
11. Zhao, X.; Dai, L.; Rasmussen, K.J.R. Hysteretic behaviour of steel storage rack beam-to-upright boltless connections. *J. Constr. Steel Res.* 2018, 144, 81–105.
12. Yin, L.; Tang, G.; Li, Z.; Zhang, M.; Feng, B. Responses of cold-formed steel storage racks with spine bracings using speed-lock connections with bolts I: Static elastic-plastic pushover analysis. *Thin Walled Struct.* 2018, 125, 51–62.
13. Dai, L.; Zhao, X.; Rasmussen, K.J.R. Flexural behaviour of steel storage rack beam-to-upright bolted connections. *Thin Walled Struct.* 2018, 124, 202–217.
14. Gusella F, Arwade SR, Orlando M, Peterman KD. Influence of mechanical and geometric uncertainty on rack connection structural response. *J Constr Steel Res* 2019;153:343–55. doi:10.1016/j.jcsr.2018.10.021.
15. Bernuzzi C., Pellegrino C., Simoncelli M. Characterization of Existing Steel Racks via Dynamic Identification. *Buildings* 2021, 11(12), 603;
16. Kovalenko, V., Rubashka, V., Aliksieiev, V., Heiden, B. (2023). Stability Analysis of Dismountable Pallet Racks. In: Cioboată, D.D. (eds) International Conference on Reliable Systems Engineering (ICoRSE) - 2023. ICoRSE 2023. Lecture Notes in Networks and Systems, vol 762. Springer, Cham.
17. Kovalenko V. O., Rubashka V. P. Doslidzhennia stiikosti bahatosektsiinykh stelazhiv // Modern problems of science, education and society. Proceedings of the 5th International scientific and practical conference. SPC "Sci-conf.com.ua". Kyiv, Ukraine. 2023. Pp. 167-170.
18. Si-Wei Liu, Teoman Pekoz, Wen-Long Gao, Ronald D. Ziemian, James Crews. Frame analysis and design of industrial rack structures with perforated cold-formed steel columns. *Thin-Walled Structures*. Volume 163, June 2021, 107755
19. Neiva, L., Elias, G., Braz Starlino, J. A. ., Cunha Sarmanho, A. M. ., & Nicchio Alves, V. . (2022). Industrial storage system continuous perforated uprights: a combined design proposal. *Revista De La Construcción. Journal of Construction*, 21(2), 204–214.
20. Reznichenko O, I., Rubashka V.P. Pobudova rozrakhunkovoi skhemy analizu stiikosti rozbirnykh paletnykh stelazhiv. *Mashynobuduvannia, vyp. 30 (Kviten)*, 2023. S. 29-42
21. Reznichenko O.I., Rubashka V.P. Calculation scheme for research of stability of collapsible racks. Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: тези доповідей XXXI міжнародної науково-практичної конференції MicroCAD-2022, 17-20 травня 2023 р. / за ред. проф. Сокола Є.І. – Харків: НТУ «ХПІ». – с. 199.

Поступила (received) 16.09.2024

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Рубашка Володимир Петрович (Rubashka Volodymyr) кандидат технічних наук, доцент кафедри "Підйомно-транспортні машини і обладнання" Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (095) 603729; e-mail: uipakpiv@gmail.com, ORCID: 0000-0002-9856-3850

*СТРЕЛЬЧУК Р. М.***РЕГУЛЮВАННЯ ТЕПЛОВИМИ ПРОЦЕСАМИ ПІД ЧАС ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНОГО ШЛІФУВАННЯ ЗІ ЗМІННОЮ ПОЛЯРНІСТЮ ЕЛЕКТРОДІВ**

Досліджено температурний режим під час електроерозійного шліфування з періодичною зміною полярності електродів. Особливу увагу приділено аналізу теплових явищ, що виникають у зоні різання, та їх впливу на якість обробленої поверхні. Використовуючи графічне середовище Thirdwavesys, було проведено моделювання процесу, що дозволило створити імітаційну модель, яка враховує вплив теплових імпульсів на активний опір міжелектродного зазору та параметри електророзрядних імпульсів. Експериментальні дослідження показали, що електричні процеси в міжелектродному зазорі мають коливальний характер, що впливає на тепловий режим. Отримані результати дозволили розробити математичну модель, яка точно відображає реальні електричні процеси, що відбуваються в зоні різання. Це забезпечує більш точне прогнозування поведінки різального інструменту і оброблюваного матеріалу, підвищуючи ефективність та якість процесу електроерозійного шліфування. Загалом, дослідження підтверджують важливість контролю температури для досягнення стабільної якості обробки і мінімізації термічних деформацій. Висновки цієї роботи сприятимуть подальшому розвитку технологій електроерозійного шліфування та їх застосуванню в промисловості для обробки високоякісних деталей з важкооброблюваних матеріалів.

Ключові слова: температурний режим, теплові явища, міжелектродний зазор, моделювання, якість обробки, термічні деформації, електророзрядні імпульси

*STRELCHUK R. M.***REGULATION OF THERMAL PROCESSES DURING ELECTROEROSIVE GRINDING WITH VARIABLE ELECTRODE POLARITY**

The temperature regime during electroerosive grinding with periodic change of electrode polarity was studied. Special attention is given to the analysis of thermal phenomena occurring in the cutting zone and their impact on the quality of the machined surface. Using the Thirdwavesys graphical environment, process modeling was conducted, allowing for the creation of a simulation model that considers the influence of thermal impulses on the active resistance of the interelectrode gap and the parameters of electrodischarge impulses. Experimental studies have shown that electrical processes in the interelectrode gap exhibit an oscillatory nature, affecting the thermal regime. The obtained results allowed for the development of a mathematical model that accurately reflects the real electrical processes occurring in the cutting zone. This ensures more precise prediction of the behavior of the cutting tool and the machined material, enhancing the efficiency and quality of the electroerosive grinding process. Overall, the research confirms the importance of temperature control to achieve stable machining quality and minimize thermal deformations. The conclusions of this work will contribute to the further development of electroerosive grinding technologies and their application in the industry for machining high-quality parts from hard-to-machine materials.

Keywords: temperature regime, thermal phenomena, interelectrode gap, modeling, machining quality, thermal deformations, electrodischarge impulses

Вступ. Електроерозійне шліфування є одним з ефективних методів обробки важкооброблюваних матеріалів, зокрема завдяки здатності впливати на мікроструктуру і поверхневий шар оброблюваного матеріалу [1]. Цей процес базується на використанні електричних розрядів, які виникають при пробі міжелектродного середовища, що створює складні електричні та теплові явища у зоні різання. Однією з важливих характеристик цього процесу є температура, яка значно впливає на якість обробленої поверхні та тривалість експлуатації інструменту [2]. В даній роботі досліджується температура у процесі електроерозійного шліфування з періодичною зміною полярності електродів. Зміна полярності є ключовим фактором, який впливає на тепловий режим процесу і дозволяє керувати розподілом тепла у зоні різання. Автор провів детальний аналіз теплових явищ, що виникають під час цього процесу, з використанням математичного моделювання та експериментальних даних. Це дозволило створити імітаційну модель, яка враховує вплив теплових імпульсів на активний опір міжелектродного зазору та параметри електророзрядних імпульсів.

Аналіз основних досягнень та літератури. Електроерозійне шліфування є однією з прогресивних технологій обробки важкооброблюваних матеріалів, таких як тверді сплави, композити та надтверді матеріали. Основною перевагою цього методу є можливість досягнення високої точності і якості обробленої поверхні при мінімальному механічному впливі на матеріал [3]. Цей розділ надає огляд основних досягнень у галузі електроерозійного шліфування та аналіз літературних джерел, які висвітлюють теплові явища та їх вплив на якість обробки.

Одним з головних досягнень у галузі електроерозійного шліфування є розвиток методів числового моделювання та симуляції, що дозволяє прогнозувати температурні поля і теплові ефекти під час процесу обробки. Використання таких програмних середовищ, як Thirdwavesys, стало важливим інструментом для аналізу і оптимізації технологічних параметрів. Це дозволяє більш точно контролювати процес та підвищувати його ефективність.

Підвищення якості обробленої поверхні є ще одним значущим досягненням. Зокрема, контроль за тепловими процесами і температурними полями дозволяє знижувати термічні деформації і покращувати структурні властивості поверхні. Зміна полярності електродів під час процесу електроерозійного шліфування забезпечує більш рівномірний розподіл тепла, що сприяє зменшенню термічних навантажень і підвищенню якості обробки [4].

Аналіз літературних джерел показує, що основи електроерозійного шліфування були закладені ще в середині 20 століття. Фундаментальні дослідження тих часів висвітлювали природу електричних розрядів і їх вплив на матеріали. З того часу відбувся значний прогрес у розумінні і контролі цього процесу. Сучасні дослідження зосереджуються на детальному аналізі теплових явищ і їх впливу на мікроструктуру матеріалу. Наприклад, роботи з моделюванням температурних полів і їх взаємодією з електричними параметрами розрядів стали основою для розробки нових технологічних рішень, що дозволяють покращити якість і ефективність обробки [5, 6].

Експериментальні дослідження, проведені з використанням високошвидкісних камер та інших методів візуалізації, показують важливість контролю температури для забезпечення стабільної якості обробки. Ці дослідження дозволяють отримати детальні зображення процесів, що відбуваються у зоні різання, і краще розуміти механізми, які впливають на кінцевий результат.

Загалом, аналіз основних досягнень і літератури показує, що електроерозійне шліфування продовжує залишатися актуальною і перспективною технологією обробки важкооброблюваних матеріалів. Інноваційні підходи до моделювання і контролю теплових процесів відкривають нові можливості для підвищення ефективності та якості обробки. Відповідні дослідження та розробки у цій галузі сприяють розвитку промисловості та вдосконаленню технологічних процесів, забезпечуючи високоякісну обробку матеріалів для різних застосувань.

Матеріали дослідження. Внутрішні кордони в структурі шліфувальних матеріалів можна розділити на два типи: 1) поверхні розділу двох фаз; 2) поверхні, на яких змінюються теплофізичні та механічні властивості в різних напрямках. Наявність двох фаз пов'язана, наприклад, із виділенням на межах зерен металу цементитної, нітридної або інтерметалідної сіток, із наявністю карбідної строчковості або інших неметалічних включень.

Математичну постановку задачі, що враховує вплив внутрішніх кордонів першого типу на теплонапруженість електроерозійного шліфування, розглянемо для двох найпоширеніших варіантів: перший – теплове джерело зустрічає межу розділу металу з чужорідним включенням або рухається уздовж межі розділу, другий варіант – під шаром основного металу завтовшки Δ залягає тонкий шар чужорідного включення завтовшки δ з теплофізичними константами $(\lambda_2, a_2, \gamma_2, C_2)$, які різко відрізняються від констант $(\lambda_1, a_1, \gamma_1, C_1)$ основного металу (рис. 1). Ширина джерела дорівнює l , швидкість у напрямку осі y становить V , повний час знаходження над точкою поверхні, тепло поширюється вглиб у першому варіанті за віссю z , у другому – за віссю x . За досить великих швидкостей теплових процесів для розв'язання теплофізичних задач можна скористатися теорією джерел тепла, що швидко рухаються [6].

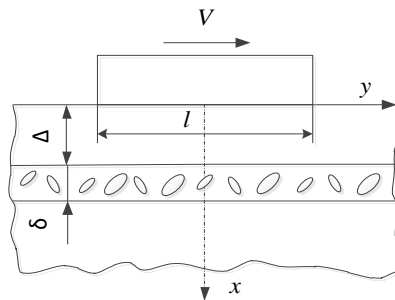


Рис. 1– Теплова схема для розрахунку температур під час шліфування

Завдання для першого варіанта формулюється так. На поверхні $y=0$ задано тепловий потік q . Область простору $y > 0$ має теплофізичні параметри λ_1, γ_1, C_1 , а область $y < 0$ – λ_2, γ_2, C_2 . Необхідно розв'язати систему рівнянь:

$$\frac{1}{a_i} \frac{\partial \Theta_i}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \Theta_i}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Theta_i}{\partial z^2}, (i=1,2) \quad (1)$$

з граничними умовами:

$$\lambda_1 \frac{\partial \Theta_i}{\partial z} \Big|_{z=0} = -q, (i=1,2) \quad (2)$$

$$\lambda_1 \frac{\partial \Theta_1}{\partial y} \Big|_{y=0} = \lambda_2 \frac{\partial \Theta_2}{\partial y} \Big|_{y=0} \quad (3)$$

$$\Theta_1 \Big|_{y=0} = \Theta_2 \Big|_{y=0} \quad (4)$$

З метою спрощення розв'язання поставленої задачі (1–4) скористаємося таким прийомом. Уздовж осі z за умови $y = 0 + \varepsilon$ (ε – нескінченно мала величина) і за умови $y = 0 - \varepsilon$ помістимо фіктивні джерела $q_1(z, \tau)$. Це робиться для того, щоб врахувати перехід тепла з одного середовища в інше за рахунок різниці теплофізичних параметрів. Неважко бачити, що за такого способу завдання фіктивних джерел умова (3) виконується

автоматично, а для виконання умови (4) необхідно, щоб була справедливою певна система рівнянь, що підлягають розв'язанню.

Таким чином, для отримання розв'язку задачі рівностей (1–4) слід провести згортку відомого одновимірного фундаментального розв'язку з джерелами постійної потужності – q і з фіктивними джерелами змінної потужності – $q_1(z', \tau)$:

$$\begin{aligned} \Theta_i(y, z, \tau) = & \frac{q}{\pi\lambda_i} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\tau - \tau'} \int_0^\infty dy' \exp\left[-\frac{z^2 + y'^2}{4a_i(\tau - \tau')}\right] + \\ & + \frac{(-1)^{i+1}}{2\pi\lambda_i} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\tau - \tau'} \int_0^\infty dz' q_1(z', \tau') \exp\left[-\frac{y^2 + (z - z')^2}{4a_i(\tau - \tau')}\right] + \\ & + \exp\left[-\frac{y^2 + (z + z')^2}{4a_i(\tau - \tau')}\right], (i=1,2). \end{aligned} \quad (5)$$

Функція $\Theta_i(y, z, \tau)$ задовольняє диференціальному рівнянню (1) і граничним умовам (2–4). Використовуючи умову рівності температур на межі розділу (5.16), отримуємо рівняння для визначення функції $q(z', \tau)$:

$$\begin{aligned} \Theta_{1o}(z, \tau) + \frac{1}{2\pi\lambda_1} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\tau - \tau'} \int_0^\infty dz' q_1(z', \tau') \exp\left[\left(-\frac{z^2 - z'^2}{4a_1(\tau - \tau')}\right)\right] + \\ + \exp\left[-\frac{(z + z')^2}{4a_1(\tau - \tau')}\right] = \Theta_{2o}(z, \tau) - \frac{1}{2\pi\lambda_2} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\tau - \tau'} \int_0^\infty dz' q_1(z', \tau') \times \\ \times \left[\exp\left(-\frac{z^2 - z'^2}{4a_2(\tau - \tau')}\right) + \exp\left(-\frac{(z + z')^2}{4a_2(\tau - \tau')}\right) \right] \end{aligned} \quad (6)$$

де

$$\Theta_1 = \frac{2q\sqrt{\tau}}{\varepsilon_i} i \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{z}{2\sqrt{a_i\tau}}\right), (i=1,2), \varepsilon_i = \frac{\lambda_i}{\sqrt{a_i}}. \quad (7)$$

Рівняння 5.13 за вказаних граничних умов (2–4) зводиться до подвійного інтегрального рівняння типу Абеля за часом і рівняння Вінера – Гопфа за координатою [7]. Після обчислення інтегралів виразу (6) в асимптотичному випадку великих швидкостей (за малих τ) отримаємо:

$$\Theta_{2o}(\tau, z) - \Theta_{1o}(\tau, z) = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{\varepsilon_1\varepsilon_2\sqrt{\pi}} \int_0^\tau \frac{d\tau' q_1(z, \tau')}{\sqrt{\tau - \tau'}}. \quad (8)$$

Застосовуючи перетворення Лапласа, отримуємо розв'язок рівняння (8):

$$q_1(z, \tau) = \frac{d}{dt} \int_0^\tau \frac{\Theta_{2o}(z, \tau') - \Theta_{1o}(z, \tau')}{\sqrt{\tau - \tau'}} d\tau' \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2}{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)\sqrt{\pi}}. \quad (9)$$

Після підстановки рівняння (9) у рівність (57) та інтегрування за z знаходимо:

$$\begin{aligned} \Theta_i(y, z, \tau) = \Theta_{io}(z, \tau) + \frac{(-1)^{i+1} \varepsilon_1 \varepsilon_2}{\pi \varepsilon_i (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)} \int_0^\tau \frac{d\tau'}{\sqrt{\tau' - \tau}} \exp \times \\ \times \left[-\frac{y'}{4a_i(\tau - \tau')} \right] \frac{d}{d\tau'} \int_0^\tau \frac{\Theta_{2o}(z, \tau'') - \Theta_{1o}(z, \tau'')}{\sqrt{\tau' - \tau''}} d\tau''. \end{aligned} \quad (10)$$

Температура Θ_1 визначається виразом (7). Вираз (10) являє собою розв'язок поставленої задачі, оскільки до нього входять тільки відомі параметри середовищ і потужність джерела тепла, що рухається поверхнею $y = 0$. На поверхні $y = 0$ за $i=1,2$ маємо:

$$\Theta_1(y, z) = \frac{2q\sqrt{\tau}}{\varepsilon_1\sqrt{\pi}} \left[1 + \frac{(-1)^{i+1}(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)}{(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)} \sqrt{\pi} \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2\sqrt{a_i\tau}}\right) \right]. \quad (11)$$

З аналізу отриманого виразу видно, що зміна температури поблизу межі розділу відбувається в області:

$$\Delta_i \approx 4\sqrt{a_i\tau} = 4\sqrt{a_i l / V},$$

де l – ширина зони контакту круга з виробом.

Відношення температури на поверхні розділу двох середовищ під джерелом до температури в цій самій точці, але за наявності тільки одного середовища $\Theta_{однор}$, характеризує підвищення температури на межі розділу відповідно до значень теплофізичних параметрів обох середовищ:

$$\frac{\Theta_{неодн}}{\Theta_{однор}} = 2 \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}.$$

Отриманий результат має досить ясне фізичне тлумачення. З фізичної точки зору наявність нетеплопровідних (адіабатичних) стінок у ділянці дії теплового джерела відповідає появі додаткових джерел тепла, що призводить до більшої теплонапруженості процесу шліфування і, як наслідок, до погіршення якості поверхневого шару.

Цей ефект з'являється, наприклад, під час електроерозійного шліфування вирубних штампів зі сталей Р6М5, Х12. Помічено, що під час шліфування площин матриць вирубних штампів тріщини утворюються незалежно від напрямку шліфування відносно карбідної строчковості, що формується в процесі виготовлення прокату зі злитків. Наявність у сталі двох фаз (карбідів і основної матриці), що різко відрізняються за фізичними властивостями, створює умови для концентрації теплових напружень і крихкого руйнування матеріалу на межі розділу. Це свідчить про те, що тепловий режим шліфування в поєднанні з карбідною строчечністю визначають формування поверхневого шару. У зв'язку з цим великий інтерес представляє розгляд теплових явищ під час шліфування сталей, у яких на певній глибині від поверхні залягають шари у вигляді цементитної або інтерметалічної сіток, теплофізичні контакти яких відрізняються від констант основного матеріалу (рис. 1). Для цього випадку математична постановка задачі формується таким чином. Необхідно розв'язати систему диференціальних рівнянь:

$$\frac{1}{a_i} \frac{\partial G_i(x, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 G_i(x, \tau)}{\partial x^2}, i = 1, 2, 3 \quad (12)$$

з граничними та початковими умовами

$$\lambda_1 \frac{\partial G_1}{\partial x} \Big|_{x=\Delta} = \lambda_2 \frac{\partial G_2}{\partial x} \Big|_{x=\Delta}; \lambda_2 \frac{\partial G_2}{\partial x} \Big|_{x=\Delta+\delta} = \lambda_3 \frac{\partial G_3}{\partial x} \Big|_{x=\Delta+\delta}; \quad (13)$$

$$G_i(\Delta, \tau) = G_2(\Delta, \tau); G_2(\Delta + \delta, \tau) = G_3(\Delta + \delta, \tau); G_i(x, 0) = 0; i = 1, 2, 3, \quad (14)$$

де G_i – функція миттєвого впливу теплового джерела. Застосовуючи до системи рівнянь (12) перетворення Лапласа в часі та враховуючи умови (13, 14), розв'язок для функції $G_L(x, S)$ отримуємо в такому вигляді:

$$G_{L1}(x, S) = \frac{1}{\varepsilon_1 \sqrt{S}} \left\{ \exp\left(-\sqrt{\frac{S}{a_1}} x\right) + \exp\left(-\sqrt{\frac{S}{a_1}} \Delta\right) \times \right. \\ \times ch \sqrt{\frac{S}{a_1}} x \left\{ [\varepsilon_2 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \Delta + \varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta] \varepsilon_1 - \varepsilon_2 \times \right. \\ \left. \left. \times [\varepsilon_2 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \Delta + \varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta] \right\} \right\} Det^{-1}, 0 \leq x \leq \Delta. \quad (15)$$

$$G_{L2}(x, S) = \frac{1}{\sqrt{S}} \left\{ \left(\varepsilon_2 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta + \varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta \right) \times \right. \\ \times ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} (x - \Delta) - \left(\varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta + \right. \\ \left. + \varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta \right) sh \sqrt{\frac{S}{a_2}} (x - \Delta) \left. \right\} Det^{-1}, \Delta < x \leq \Delta + \delta. \quad (16)$$

$$G_{L3}(x, S) = \frac{1}{\sqrt{S}} \exp\left[-\sqrt{\frac{S}{a_3}} (x - \Delta - \delta)\right] Det^{-1}, \quad (17)$$

$$\infty > x > \Delta + \delta,$$

$$де Det = \varepsilon_1 sh \left(\sqrt{\frac{S}{a_1}} \Delta \right) \left(\varepsilon_2 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta + \varepsilon_3 sh \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta \right) + \quad (18)$$

$$+ \varepsilon_2 ch \left(\sqrt{\frac{S}{a_1}} \Delta \right) \left(\varepsilon_2 sh \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta + \varepsilon_3 ch \sqrt{\frac{S}{a_2}} \delta \right),$$

$$\varepsilon_i = \frac{\lambda_1}{\sqrt{a_i}} \quad (i = 1, 2, 3). \quad (19)$$

Вирази (16-18) після деяких перетворень зводяться до табличних інтегралів:

$$G_{L1}(x, \tau) = \frac{1}{\varepsilon_1 \sqrt{\pi \tau}} \left\{ \exp\left(-\frac{x^2}{4a_1 \tau}\right) + \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{k=0}^n \sum_{m=0}^k H_{nkm} \times \right. \\ \times \left[h_{12} \left[\exp\left(-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{2\Delta - x}{\sqrt{a_1}} + \alpha_{12} \right)^2 \right) + \exp\left(-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{2\Delta - x}{\sqrt{a_1}} + \alpha_{12} \right)^2 \right) \right] + \right. \\ \left. + h_{23} \left[\exp\left(-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{2\Delta - x}{\sqrt{a_1}} + \alpha_{12} + \frac{2\delta}{\sqrt{a_2}} \right)^2 \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + \exp\left(-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{2\Delta - x}{\sqrt{a_1}} + \alpha_{12} + \frac{2\delta}{\sqrt{a_2}} \right)^2 \right) \right] \right\}, \quad (20)$$

$$G_{L2}(x, \tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi \tau} (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)} \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{k=0}^n \sum_{m=0}^k H_{nkm} \times \\ \times \left\{ h_{23} \exp\left[-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{2\delta - x + \Delta}{\sqrt{a_2}} + \frac{\Delta}{\sqrt{a_1}} + a_{12} \right)^2 \right] + \right. \\ \left. + \exp\left[-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{x - \Delta}{\sqrt{a_2}} + \frac{\Delta}{\sqrt{a_1}} + a_{12} \right)^2 \right] \right\}, \quad (21)$$

$$G_{L3}(x, \tau) = \frac{4\varepsilon_2}{\sqrt{\pi \tau} (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)(\varepsilon_2 + \varepsilon_3)} \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{k=0}^n \sum_{m=0}^k H_{nkm} \times \\ \times \exp\left[-\frac{1}{4\tau} \left(\frac{x - \Delta - \delta}{\sqrt{a_3}} + a_{12} + \frac{\Delta}{\sqrt{a_1}} + \frac{\delta}{\sqrt{a_2}} \right)^2 \right], \quad (22)$$

де

$$H_{nkm} = \binom{n}{k} \binom{k}{m} h_{12}^{n-m} (-h_{23})^k (-1)^m, \quad (23)$$

$$\alpha_{12} = \frac{2\Delta(n-k+m)}{\sqrt{a_1}} + \frac{2\delta k}{\sqrt{a_2}}, \quad (24)$$

$$h_{12} = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)}{(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}; \quad h_{23} = \frac{(\varepsilon_2 - \varepsilon_3)}{(\varepsilon_2 + \varepsilon_3)}, \quad (25)$$

$\binom{n}{k}$ – біноміальні коефіцієнти,

$$\binom{n}{k} = \frac{n(n-1)\dots(n-k+1)}{1 \cdot 2 \cdot \dots \cdot k}; \quad \binom{n}{0} = 1.$$

Вирази (20–22) є узагальненням рішень А. В. Ликова [302]. Температуру в будь-якій точці матеріалу можна знайти, здійснюючи згортку за часом $G(x, \tau)$ і $q(\tau)$:

$$\Theta(x, \tau) = \int_0^{\tau} G(x, \tau') q(\tau') d\tau',$$

де q – щільність теплового потоку.

Аналіз виразів (20–22) показує, що за малих значень τ можна обмежуватися одним членом з усього ряду і тоді розрахункові формули набувають простого вигляду. Приймаючи $h_{12} = -h_{23} = h > 0$, що відповідає початковому завданню, і нехтуючи величиною δ/Δ , отримуємо:

$$\begin{aligned} \Theta_1(x < \Delta, \tau) &= \frac{2q}{\lambda_1} \sqrt{\tau} \operatorname{ierfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_1\tau}} \right) + \frac{2h\delta q \sqrt{a_1}}{\lambda_2} \times \\ &\times \left[\operatorname{erfc} \left(\frac{2\Delta + x}{2\sqrt{a_1\tau}} \right) + \operatorname{erfc} \left(\frac{2\Delta - x}{2\sqrt{a_1\tau}} \right) \right], \\ \Theta_2(x > \Delta, \tau) &= \frac{8q}{\lambda_1} \sqrt{a_1\tau} \operatorname{ierfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_1\tau}} \right) \frac{K_\varepsilon}{(1 + K_\varepsilon)^2}, \end{aligned} \quad (26)$$

$$\text{де } K_\varepsilon = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2}.$$

У виразі (26) перший доданок відповідає одновимірному завданню за відсутності теплового бар'єру на шляху просування тепла в глиб виробу, другий дає надбавку до температури, зумовлену наявністю цементної, нітридної або інтерметалідної сіток, які залягають на деякій глибині від поверхні. Величина цього приросту пропорційна товщині адіабатичної стінки δ , вона убуває з віддаленням від шліфувальної поверхні (зі збільшенням Δ) і залежить від теплофізичних параметрів включень (стінки) і матриці матеріалу. На поверхні $x = 0$

$$\Theta = \frac{2q\sqrt{\tau}}{\varepsilon_1\sqrt{\pi}} \left[1 + \frac{2\delta h\sqrt{\pi}}{\sqrt{a_2\tau}} \operatorname{erfc} \left(\frac{\Delta}{\sqrt{a_1\tau}} \right) \right].$$

Зі збільшенням швидкості руху теплового джерела (зменшення τ) включення мають менший вплив на зміну температури. Градієнт температури, що виникає в тонкому проміжному шарі (перепад температури, віднесений до товщини цього шару),

$$\left| \frac{d\Theta}{dx} \right|_{x=\Delta} = \frac{2(1+h)q}{\sqrt{a_2}(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)} \operatorname{erfc} \left(\frac{\Delta}{2\sqrt{a_1\tau}} \right). \quad (27)$$

Відношення температурного градієнта неоднорідного середовища до такого ж градієнта однорідного матеріалу в тій самій точці:

$$\frac{\left(\frac{d\Theta}{dx} \right)_{\text{неод}}}{\left(\frac{d\Theta}{dx} \right)_{\text{однор}}} = \frac{2(1+h)}{\left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} + \sqrt{\frac{a_2}{a_1}} \right)}.$$

Як видно з формули, наявність у матеріалі чужорідних включень із різними теплофізичними характеристиками призводить до підвищення градієнта температури. Щоб зменшити вплив чужорідних включень на теплонапруженість поверхневого шару шліфувального матеріалу, необхідно збільшити швидкість руху теплового джерела, що еквівалентно перериванню процесу оброблення за електроерозійного алмазного шліфування, наприклад, за періодичної зміни полярності електродів у зоні різання. Тобто зі збільшенням швидкості руху теплового джерела температурне поле проникає на меншу глибину і чужорідне включення виключається із зони дії теплового джерела.

Теплонапруженість зростає не тільки на кордонах розділу фаз, що перешкоджають вільному проходженню теплового потоку в глиб виробу, а й на кордонах, обумовлених анізотропією теплофізичних властивостей оброблюваного матеріалу. Наприклад, швидкорізальна сталь Р6М5 являє собою ортотропне середовище, для якого коефіцієнт теплопровідності має різне значення в трьох взаємоперпендикулярних напрямках, прийнятих за координатні осі x, y, z . Фундаментальний розв'язок для точкового миттєвого джерела тепла, поміщеного в ортотропне середовище, має вигляд:

$$\begin{aligned} \delta\Theta &= \frac{(C\gamma)^{0.5}}{\left[4\pi(\tau - \tau') \right]^{1.5} (\lambda_x \lambda_y \lambda_z)^{0.5}} \exp \left\{ -\frac{C\gamma}{4(\tau - \tau')} \times \right. \\ &\times \left. \left[\frac{(x - x')^2}{\lambda_x} + \frac{(y - y')^2}{\lambda_y} + \frac{(z - z')^2}{\lambda_z} \right] \right\}, \end{aligned}$$

де C – питома теплоємність; γ – щільність; $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ – коефіцієнти теплопровідності в напрямі координатних осей x, y, z .

Процес теплового насичення стабілізується досить швидко, тому межі інтегрування за τ' можна прийняти рівними 0 і ∞ . Приймаючи $\lambda_x = \lambda_y$ і переходячи до системи відліку, пов'язаної з серединою джерела, після інтегрування за координатами і часом отримуємо:

$$\Theta = \frac{q}{\pi(\lambda_x \lambda_z)^{0.5}} \left\{ \int_{-0.5l}^{0.5l} \exp \left[\frac{V(z-z')}{2a_z} \right] K_0 \left[\frac{VC\gamma}{2\sqrt{\lambda_z}} \times \left(\frac{(z-z')^2}{\lambda_z} + \frac{x^2}{\lambda_x} \right)^{0.5} \right] dz' \right\},$$

де K_0 - модифікована функція Бесселя другого роду; l - ширина джерела; q - густина теплового потоку; az - коефіцієнт температуропровідності в напрямку руху джерела. Для точок на поверхні $y = 0$.

$$\Theta = \frac{q}{\pi(\lambda_x \lambda_z)^{0.5}} \left\{ (z+0.5l) \exp \left[-\frac{V(z+0.5l)}{2a_z} \right] \left[K_0 \left(\frac{V(z+0.5l)}{2a_z} \right) - K_1 \left(\frac{V(z+0.5l)}{2a_z} \right) \right] - (z-0.5l) \exp \left[-\frac{V(z-0.5l)}{2a_z} \right] \times \left[K_0 \left(\frac{V(z-0.5l)}{2a_z} \right) - K_1 \left(\frac{V(z-0.5l)}{2a_z} \right) \right] \right\}.$$

Для визначення максимальної температури на задній кромці теплового джерела використовується рівняння:

$$\Theta_{\max} = \frac{ql}{\pi(\lambda_x \lambda_x)^{0.5}} \left\{ \frac{2a_z}{lV} + \exp \left(\frac{Vl}{2a_z} \right) \left[K_0 \left(\frac{Vl}{2a_z} \right) + K_1 \left(\frac{Vl}{2a_z} \right) \right] \right\}. \quad (28)$$

Результати. На підставі проведених досліджень та аналізу виразу (28) впливає, що за незмінної потужності шліфування найменші значення температур на задній кромці джерела спостерігаються в тому разі, якщо джерело рухається в напрямку максимальної теплопровідності. Це пов'язано з тим, що в цьому разі з'являється можливість додаткового відведення тепла в напрямку більшої теплопровідності матеріалу.

Теоретичні положення підтверджено експериментально і проведено моделювання температури шліфування під час обробки швидкорізальної сталі Р6М5 на різних режимах обробки. Залежності сил різання, температури та потужності шліфування під час обробки швидкорізальної сталі Р6М5 кругом 12А2-45° 150×10×3×32 на зв'язці М1-01 з алмазними зернами АС6, зернистістю 100/80 та концентрацією - 4 представлено на рис. 2. Як видно, наявність меж, що перегороджують поширення теплового потоку, у всіх випадках призводить до зростання локальної теплонапруженості. Зміна температури в ділянці меж пов'язана з геометрією оброблюваної деталі та відносним рухом джерела тепла. Велике значення мають параметри самого джерела тепла і характер тепловиділення в часі.

Рівень теплонапруженості шліфуваної поверхні можна зменшити за рахунок зниження енергоємності процесу обробки або за рахунок вибору оптимального переміщення різальних зерен і теплового джерела з урахуванням індивідуальних особливостей конфігурацій деталей і структури матеріалу.

Перший варіант реалізується підбором режимів шліфування, характеристик кругів і СОТС. Другий вимагає під час шліфування враховувати особливості структури, що сформувалися під час термічного оброблення (наприклад, у цементованих сталях часто на кордонах зерен виділяється цементитна сітка, у жароміцних сплавах типу ЖС-6К - інтерметалідна сітка).

Зміна полярності електродів під час електроерозійного шліфування зменшує вплив як внутрішніх (структурних), так і зовнішніх меж деталей. З особливою ефективністю цей метод шліфування застосовується для обробки деталей, що виготовляються з цементованих, азотованих і загартованих сталей, твердих сплавів, а також із надтвердих матеріалів. У зв'язку з тим, що імпульсні розряди чинять теплову дію не тільки на оброблювану поверхню і зв'язку круга, а й на алмазні зерна, тому що вони виникають у безпосередній близькості від алмазних зерен. Відносно невисока температурна межа (700°С на повітрі) графітизації алмазних зерен може призвести до зниження ріжучої здатності алмазного круга. Однак, за даними роботи [8], інтенсивність окислення алмазу незначна і при температурі 700°С становить близько 0,2% за 1 хв, а при збільшенні температури до 1000°С зростає до 1,5% за 1 хв.

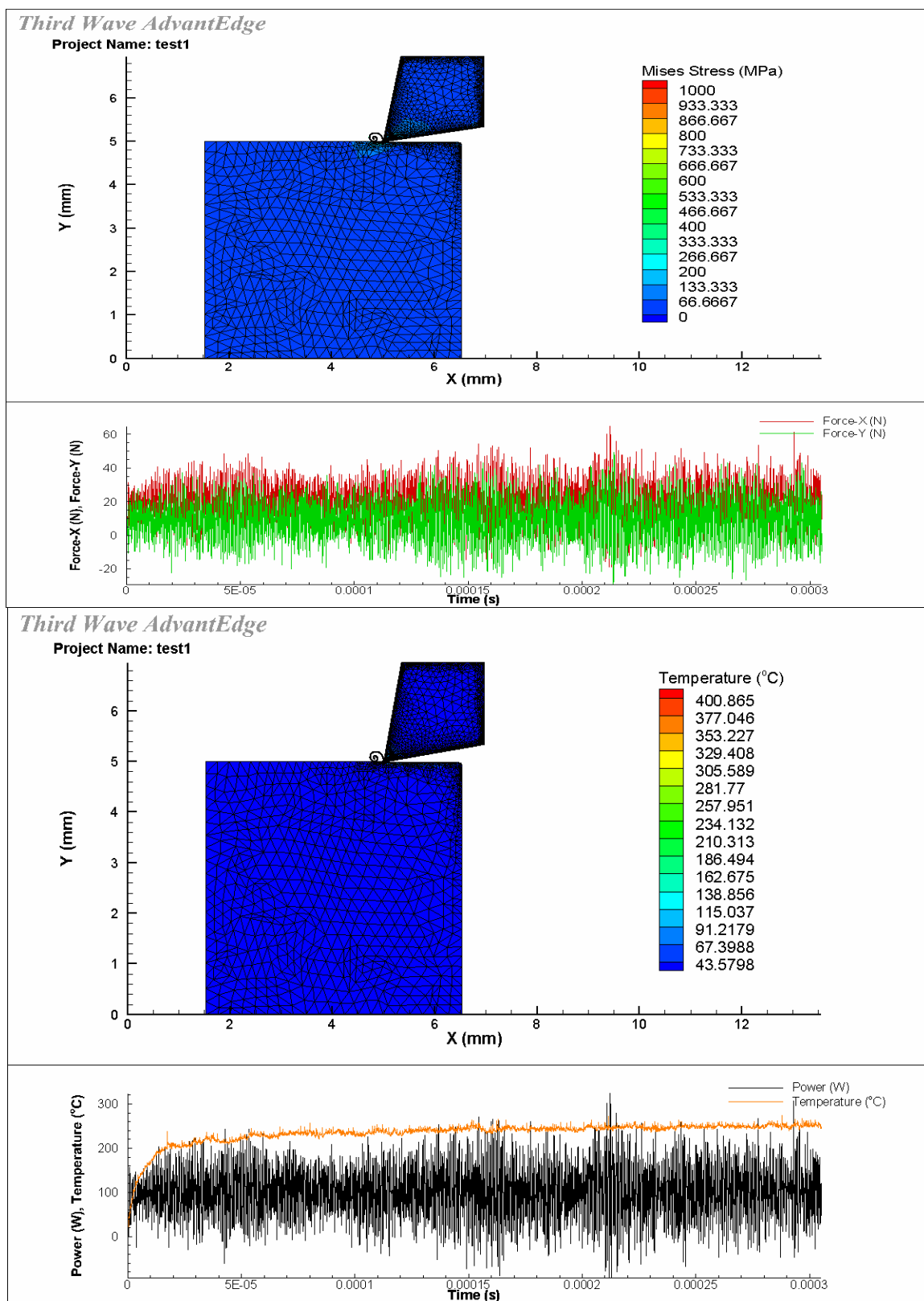


Рис. 2 - Залежності сил різання, температури і потужності шліфування (сталь Р6М5, круг 12А2-45°-150×10×3×32-АС6-100/80 -М1-01-4).

Висновки. На підставі аналізу та результатів експериментальних досліджень і моделювання процесу, середня контактна температура при електроерозійному алмазному шліфуванні має невеликі значення, що пояснюється низкою причин. Насамперед, у процесі шліфування вимірювалася не миттєва температура контакту алмазного зерна з оброблюваним матеріалом, а середня температура на поверхні контакту, що значно менша за миттєву температуру. Однією з причин невеликих значень середньої контактної температури під час електроерозійного шліфування є високі теплопровідність і питома теплоємність алмазних зерен і металевої

зв'язки круга, які сприяють зниженню температури в зоні різання. Застосування СОТС у процесі електроерозійного шліфування також істотно знижує температуру в зоні шліфування. Для твердого сплаву ВК6 вона зменшується з 800°C до 280°C [266]. Під час алмазного шліфування цього ж сплаву кругом на бакелітовій зв'язці без охолодження температура шліфування має близькі значення з температурою електроерозійного шліфування без зміни полярності та в 1...1,5 рази вища, ніж під час зміни полярності електродів.

Дослідження температури в процесі електроерозійного шліфування під час зміни полярності електродів і аналіз теплових явищ дають змогу оцінити ступінь впливу теплового чинника на формування залишкових напружень у поверхневому шарі твердого сплаву.

Спільна дія відносно невеликих середніх контактних температур і великих миттєвих локальних температур позначиться як на макро-, так і мікромеханізмі формування залишкових напружень. Причому, якщо макромеханізм, що залежить від неоднорідності властивостей поверхневого шару і серцевини твердого сплаву, реагуватиме здебільшого на зміну середньої контактної температури, то мікромеханізм, який залежить від неоднорідності теплофізичних властивостей фаз, що складають твердий сплав, може реагувати і на високу локальну температуру. Її внесок у середню контактну температуру зростатиме в посиленні режимів шліфування, що відіб'ється в підвищенні Отже, за зміною величини температури шліфування можна судити про характер залежностей макро- і мікронапруг від режимів різання, враховуючи при цьому підвищену чутливість мікронапруг до дії теплового чинника.

Список літератури:

1. Strelchuk R. Optimization of the Interelectrode Gap in Electrical Discharge Grinding with Changing Electrode Polarity // Roman Strelchuk , Oleksandr Shelkovi // Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange: Book of Abstracts of the 4th International Conference, Lviv, Ukraine, June 8-11, 2021 – Sumy: IATDI, 2021. – P.65. Presented at the .
2. Strelchuk R. Experimental study of the process of electrical discharge diamond grinding with changing polarity of electrodes / R. Strelchuk , A. Shelkovi, C. Iancu, Y. Gutsalenko, O. Volkov // Annals of the „Constantin Brancusi University of Targu Jiu, Romania, Engineering Series, Iss. 2/2021. – pp. 132–141.
3. Rudyk, A.V., Chupryna, V.M.: MATCHING THE THEORETICAL MODEL AND THE RESULTS OF TEMPERATURE AND POWER MEASUREMENTS OF THE GRINDING PROCESS. Transp. dev. 83–96 (2022). <https://doi.org/10.33082/td.2022.3-14.07>.
4. Marchuk V.I., Grinyuk S.V., Marchuk I.V.: INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF GRINDING MODES AND PARAMETERS OF THE INTERMITTENT GRINDING WHEEL ON THE TEMPERATURE OF GRINDING OF ROLLER BEARING RINGS. 78–81 (2022). <https://doi.org/10.36910/6775-2313-5352-2022-20-12>.
5. Lapenko, G.O., Yakhin, S.V., Lapenko, T.G., Pavlik, O.G.: OBSERVATION OF VIBRATION OF SHLFING CROWNING PARAMETERS THAT MODES OF SHLFING. BPSAA. 205-212 (2022). <https://doi.org/10.31210/visnyk2022.03.26>.
6. Muñoz Rivera, J.E., Racke, R.: Transmission Problems in (Thermo)Viscoelasticity with Kelvin–Voigt Damping: Nonexponential, Strong, and Polynomial Stability. SIAM J. Math. Anal. 49, 3741–3765 (2017). <https://doi.org/10.1137/16M1072747>.
7. Tönshoff, H.K., Peters, J., Inasaki, I., Paul, T.: Modelling and Simulation of Grinding Processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 41, 677–688 (1992). [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63254-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63254-5).
8. Yadava, V., Jain, V.K., Dixit, P.M.: Temperature Distribution During Electro-Discharge Abrasive Grinding. Machining Science and Technology. 6, 97–127 (2002). <https://doi.org/10.1081/MST-120003188>.

References (transliterated):

1. Strelchuk R. Optimization of the Interelectrode Gap in Electrical Discharge Grinding with Changing Electrode Polarity // Roman Strelchuk , Oleksandr Shelkovi // Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange: Book of Abstracts of the 4th International Conference, Lviv, Ukraine, June 8-11, 2021 – Sumy: IATDI, 2021. – P.65. Presented at the .
2. Strelchuk R. Experimental study of the process of electrical discharge diamond grinding with changing polarity of electrodes / R. Strelchuk , A. Shelkovi, C. Iancu, Y. Gutsalenko, O. Volkov // Annals of the „Constantin Brancusi University of Targu Jiu, Romania, Engineering Series, Iss. 2/2021. – pp. 132–141.
3. Rudyk, A.V., Chupryna, V.M.: MATCHING THE THEORETICAL MODEL AND THE RESULTS OF TEMPERATURE AND POWER MEASUREMENTS OF THE GRINDING PROCESS. Transp. dev. 83–96 (2022). <https://doi.org/10.33082/td.2022.3-14.07>.
4. Marchuk V.I., Grinyuk S.V., Marchuk I.V.: INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF GRINDING MODES AND PARAMETERS OF THE INTERMITTENT GRINDING WHEEL ON THE TEMPERATURE OF GRINDING OF ROLLER BEARING RINGS. 78–81 (2022). <https://doi.org/10.36910/6775-2313-5352-2022-20-12>.
5. Lapenko, G.O., Yakhin, S.V., Lapenko, T.G., Pavlik, O.G.: OBSERVATION OF VIBRATION OF SHLFING CROWNING PARAMETERS THAT MODES OF SHLFING. BPSAA. 205-212 (2022). <https://doi.org/10.31210/visnyk2022.03.26>.
6. Muñoz Rivera, J.E., Racke, R.: Transmission Problems in (Thermo)Viscoelasticity with Kelvin–Voigt Damping: Nonexponential, Strong, and Polynomial Stability. SIAM J. Math. Anal. 49, 3741–3765 (2017). <https://doi.org/10.1137/16M1072747>.
7. Tönshoff, H.K., Peters, J., Inasaki, I., Paul, T.: Modelling and Simulation of Grinding Processes. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 41, 677–688 (1992). [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63254-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63254-5).
8. Yadava, V., Jain, V.K., Dixit, P.M.: Temperature Distribution During Electro-Discharge Abrasive Grinding. Machining Science and Technology. 6, 97–127 (2002). <https://doi.org/10.1081/MST-120003188>.

Поступила (received) 15.03.2022

Відомості про авторів / About the Authors

Стрельчук Роман Михайлович (Strelchuk Roman) – кандидат технічних наук, доцент кафедри інтегрованих технологій машинобудування Навчально-наукового інституту механічної інженерії і транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, Україна; <https://orcid.org/0000-0002-7221-031X>; e-mail: r.m.strelchuk@gmail.com.

ГАСАНОВ М.І., ОХРИМЕНКО О.А., КЛОЧКО О.О., ПЕРМЯКОВ Є.О., ГУБСЬКИЙ С.О., ТИМОШЕНКО Б.Я., СТАРЧЕНКО В.В.

ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ ЗАОКРУГЛЕННЯ РІЗУЧИХ КРОМОК ЧЕРВ'ЯЧНИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ МОДУЛЬНИХ І НЕМОДУЛЬНИХ ФРЕЗ ПРИ ЗУБЧАСТІЙ ОБРОБЦІ

Наукові основи досліджень процесів заокруглення кромки твердосплавних інструментів при зубчастій обробці базуються на ключових положеннях теорії зносу, механіки різання та трибології. Формування прогнозованих округлень з радіусом у межах 20–200 мкм залежить від режимів різання та умов обробки. Уменьшення микросколов на кромках і оптимізація геометрії режущих елементів дозволяють підвищити прочність і зносостійкість інструментів. В початковій стадії віброабразивної обробки переважає макрорухливе руйнування кромки з нелінійною кінетикою – відділення зернових щембля, порівнянних з радіусом округлення, в кінцевій стадії – микрорухливе з лінійною – відділення одиночних зерен, порівнянних з висотою неровностей. Момент переходу визначається величиною округлення, яка критична для макроміцності. Показана перевага експоненціальної моделі, отриманої при розв'язанні диференціального рівняння для опису залежності радіуса округлення від початкового радіуса, кута заточування і тривалості обробки для різних комбінацій наповнювачів і оброблюваних твердих сплавів. Кінетика інших мікрогеометричних параметрів описується тією ж моделлю, але з кінцевим загасанням замість лінійного перетину.

Ключові слова: заокруглення кромки, абразивний знос, зубчаста обробка, режими різання, твердосплавний інструмент, кінетика.

HASANOV M.I., OKHRYMENKO O.A., KLOCHKO O.O., PERMYAKOV E.O., GUBSKY S.O., TYMOSHENKO B.YA., STARCHENKO V.V.

STUDY OF THE MECHANISM OF EDGE ROUNDING OF HARD-ALLOY MODULAR AND NON-MODULAR WORM CUTTERS DURING GEAR MACHINING

The scientific foundations of research into the processes of rounding the edges of carbide tools during gear cutting are based on the key principles of wear theory, cutting mechanics and tribology. The formation of predicted roundings with a radius of 20–200 μm depends on cutting modes and processing conditions. The reduction of microchips on the edges and the optimization of the geometry of the cutting elements make it possible to increase the strength and wear resistance of the tools. In the initial stage of vibroabrasive processing, macrobrittle destruction of the edges with nonlinear kinetics prevails - the separation of rubble grains comparable to the rounding radius, in the final stage - microbrittle with linear - the separation of single grains comparable to the height of the irregularities. The moment of transition is determined by the amount of rounding, which is critical for macrostrength. The advantage of the exponential model obtained by solving the differential equation for describing the dependence of the rounding radius on the initial radius, the sharpening angle and the duration of processing is shown for various combinations of fillers and machined hard alloys. The kinetics of other microgeometric parameters is described by the same model, but with a finite damping instead of a linear cross section.

Key words: rounding of edges, wear mechanisms, gear hobbing, cutting modes, hard alloy tools, kinetics.

Вступ. Розвиток технологій зубчастої обробки вимагає глибокого розуміння механізмів зношування та заокруглення кромки твердосплавних інструментів. Ці процеси мають критичне значення для забезпечення надійності та ефективності різальних інструментів, що використовуються у високоточних операціях, таких як хоббінг зубчастих коліс. Заокруглення кромки є наслідком абразивного зносу, який проявляється в умовах високих контактних навантажень і температур [1, 2].

Експериментальні дослідження показують, що заокруглення кромки характеризується двома основними стадіями: початковою швидкою нелінійною фазою та стабільною лінійною фазою [3, 4, 5]. Ці стадії визначаються комплексом параметрів, включаючи геометрію різучого клина, властивості матеріалів інструменту і заготовки, а також режими різання [6, 7, 8, 9]. Наприклад, оптимізація геометричних параметрів кромки може значно зменшити концентрацію напруг у місцях її дотику із заготовкою, що сприяє підвищенню експлуатаційної довговічності інструментів [10].

Особливістю заокруглення кромки є його зв'язок із механізмами утворення мікропошкоджень, таких як відколи, які можуть негативно впливати на концентрацію напруг. Проте на пізніх стадіях процесу ці пошкодження вирівнюються, що дозволяє досягти сприятливого профілю різучої частини [8]. Крім того, експерименти підтверджують, що властивості твердих сплавів, таких як ВК8 і Т15К6, безпосередньо впливають на характер зношування. Для більш крихких матеріалів спостерігається інтенсивніше утворення мікротріщин при низьких температурах обробки.

Значну роль у процесі заокруглення кромки відіграють режими обробки. Наприклад, підвищення температури або зниження жорсткості системи може призводити до змін у характері зношування, таких як перехід від крихкого до пластичного руйнування [2, 10]. Це особливо актуально для високопродуктивних процесів зубчастого хоббінгу, де стабільність параметрів заокруглення визначає якість кінцевого продукту [6].

Вивчення кінетики заокруглення має не лише практичну, але й теоретичну цінність. Воно дозволяє розробити математичні моделі, які описують взаємозв'язок між режимами обробки, властивостями матеріалу та характеристиками зносу. Такі моделі стають основою для оптимізації технологічних процесів, що забезпечують прогнозовану якість оброблених поверхонь [4].

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Дослідження механізмів заокруглення кромки твердосплавних інструментів підтверджують, що процес абразивного зносу має дві основні фази: нелінійну початкову і стабільну лінійну. Залежність між радіусом округлення r та тривалістю обробки t демонструє вплив температурних, механічних і геометричних факторів [3, 4].

Мета дослідження. Метою дослідження є встановлення закономірностей формування заокруглень на кромках твердосплавних інструментів під час зубчастої обробки, визначення оптимальних режимів хоббінгу, що забезпечують підвищення зносостійкості та міцності інструменту.

Основна частина. Кінетика заокруглення кромки твердосплавного інструменту при зубчастій обробці.

При зубчастій обробці кромки зуборізальних інструментів округляються, і при різних параметричних параметрах режимів різання [1] виходить прогнозований радіус заокруглення ρ від 20 до 200 мкм, округлення має правильну геометричну форму (циліндр), високу однорідність і низьку шорсткість (рис. 1). Це встановлюється за допомогою інструментального мікроскопа, методу світлового розрізу на подвійному мікроскопі, металографічного аналізу мікромебран, а також профілювання. Відколи на краях розміром до 40...60 мкм в залежності від умов різання повністю виключаються, а більші набувають сприятливий рельєф з меншою глибиною і гладкістю переходів, що різко знижує їх негативний вплив як концентраторів напруги (рис.2).

Заокруглення кромки є наслідком процесу абразивного зносу на матеріалах різної твердості і пластичності [2]. Однак кінетика заокруглення вивчена недостатньо, що не дозволяє розкрити механізм заокруглення і уточнити режими хоббінга в залежності від коефіцієнта фрезерування і тривалості зубчастої обробки. При хоббінгу твердосплавним інструментом процес формування округлості і кромки є основним фактором підвищення міцності і зносостійкості інструменту [7].

До кінетики заокруглення кромки інструменту при зубчастій обробці металів [2] відносяться стадії швидкого нелінійного округлення і відносно повільні лінійні, схожий характер мають процеси зносу, які, як правило, мають обкатну область [5, 8]. На всіх залежностях $\rho(t)$ Початковий нелінійний перетин «нестационарне» (за аналогією, наприклад, з процесом повзучості; округлення і кінцеве лінійне - «стійке» округлення (рис. 3, 4, 5). Залежність швидкості округлення від значення радіуса при початковому електронному крані вказує на значну роль в міцності ріжучого клина, що говорить про крихко-механічному або втомно-механічному зносі. Відсутність такої залежності на завершальному етапі, незначна роль в обсязі міцності свідчить про мікрокрихких переломах. З фрезеруванням зубів сплави BK8 і T15K6 при зниженні температури і жорсткості системи починає переважає крихке незернисте руйнування [6].

На початку процесу вирішальну роль відіграють і геометричні параметри ріжучого клина як консольного бруса змінного перерізу (рис. 6). Встановити наявність втоми при вібраційному аналізі прямим фізичним експериментом складно, так як мова йде про ріжучу кромку. Вона вивчала вплив «передісторії» на інтенсивність ребер з різним початковим радіусом, отриманих вручну за допомогою мази осла (рис.7). Виникаючі залежності практично справляються. При цьому технологічна залежить в початковому періоді тільки і спадковість не впливає на інтенсивність біологічної активності, яка від величини радіуса, а в заключний період вона постійна. Мабуть, поділ частинок відбувається в результаті одиночних ударів. Аналітичний опис лінійного перетину тривіально, для нелінійного можна використовувати відомі моделі: силові (використовуються для опису віброабразивної обробки твердого сплаву [6], а також процес повзучості з малими швидкостями [1, 3], що є його узагальненням полінома (використовується для опису обкатного зносу [4]), а також нестійка повзучість з великими швидкостями [5] і експоненціальний (використовується для опису швидкості потоку [5], а також прискореного «катастрофічного» зносу [7]).

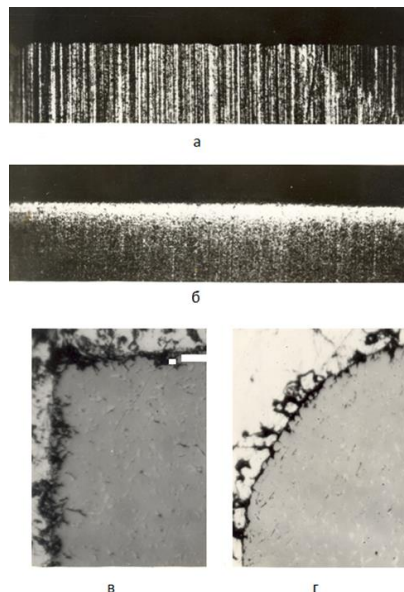


Рис. 1 – Вплив віброабразивної обробки на форму ріжучої кромки складальної фрези : а,б – у плані ($\times 200$); в,г – у перерізі ($\times 1600$); а,в – до обробки; б,г – після обробки (ВМ40С; Т5К10; кераміка ПТ 15 \times 15; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц; час обробки – 60 хв.)

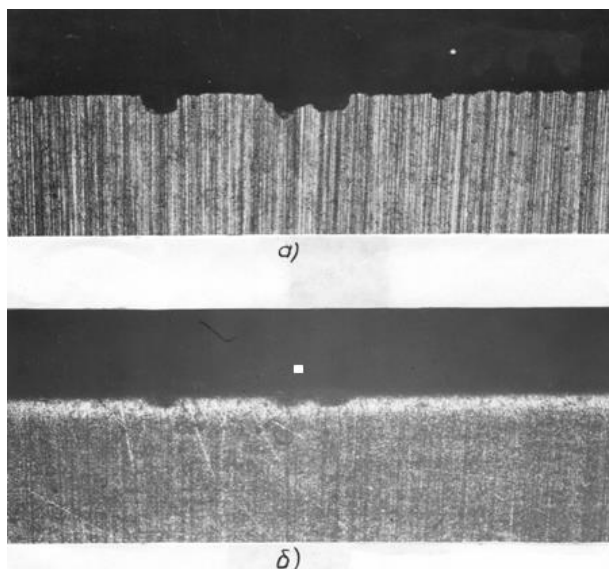


Рис. 2 – Форма ріжучої кромки в плані з ознаками відколів ($\times 200$):
 а) – до віброабразивної обробки; б) – після віброабразивної обробки. (ВМ40С; Т5К10; кераміка ПТ 15 \times 15; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц; час обробки 60 хв).

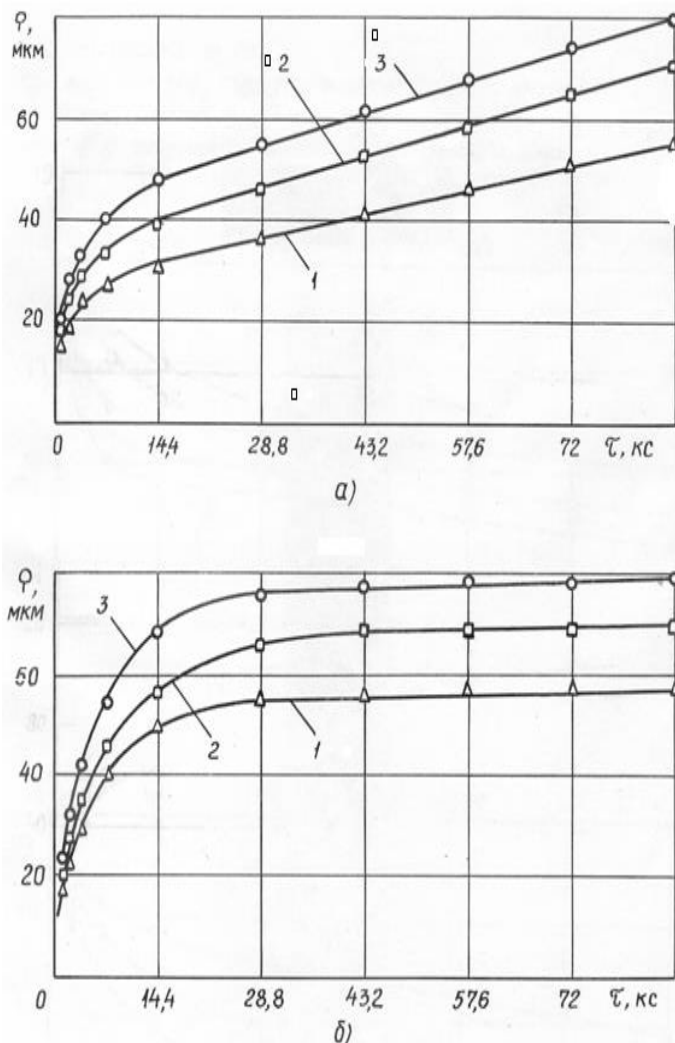


Рис. 3 – Залежність середнього радіуса округлення від тривалості віброабразивної обробки τ :
 а) P18; б) Т15К6. 1 – $\beta = 75^\circ$; 2 – 90° ; 3 – 105° (ВМ40С; бой фарфора; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц).

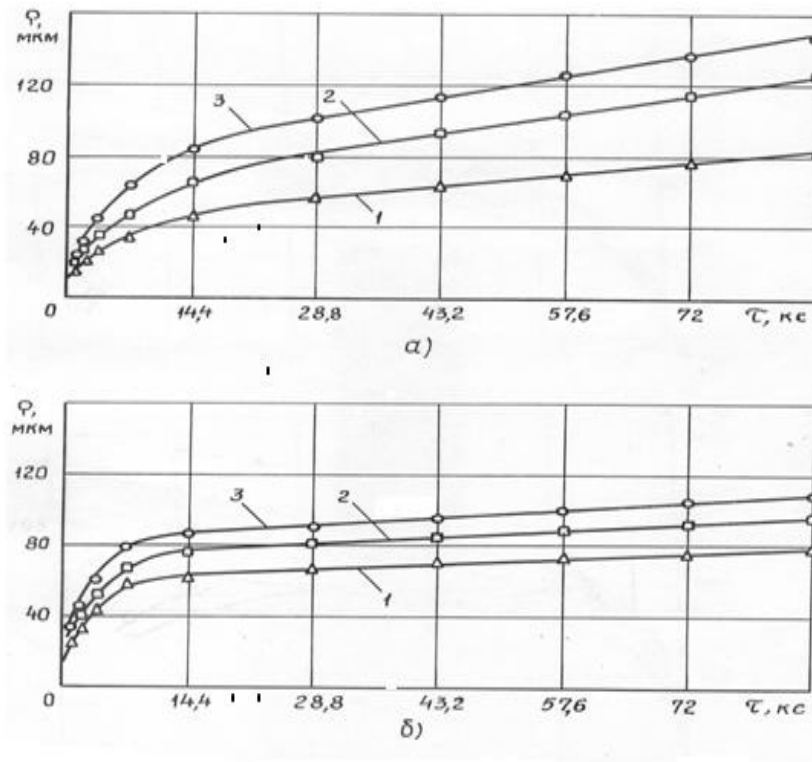


Рис. 4 – Залежність середнього радіуса округлення ρ від тривалості віброабразивної обробки τ : а) P18; б) T15K6; 1 – $\beta = 75^\circ$; 2 – 90° ; 3 – 105° (BM40C, кераміка ПТ15×15; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц).

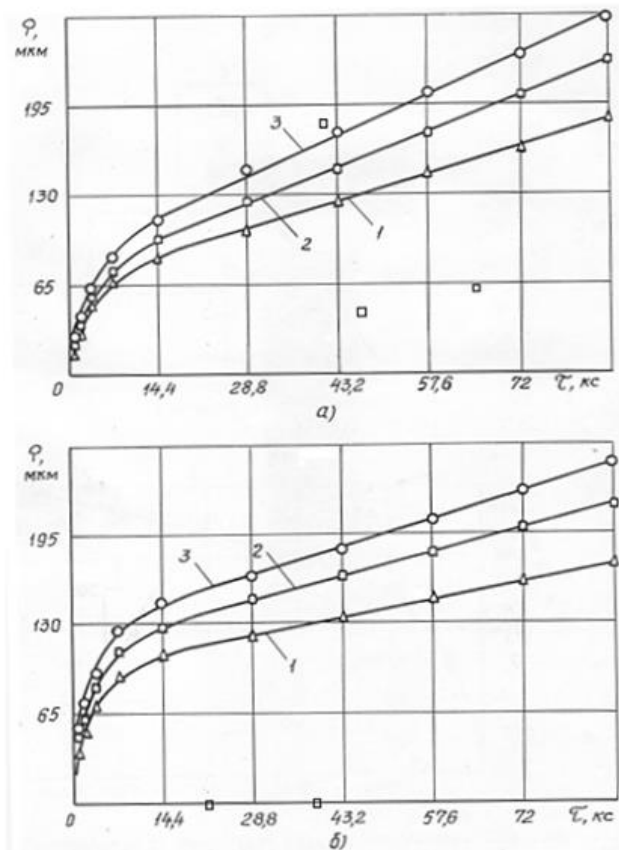


Рис. 5 – Залежність середнього радіуса округлення ρ від тривалості віброабразивної обробки τ : а) P18; б) T15K6. 1 – $\beta = 75^\circ$; 2 – 90° ; 3 – 105° . (BM40C, суміш бою фарфора і карбиду кремнію; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц).

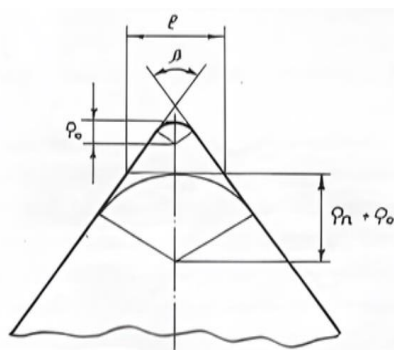


Рис. 6 – Геометричні параметри нормального перерізу леза.

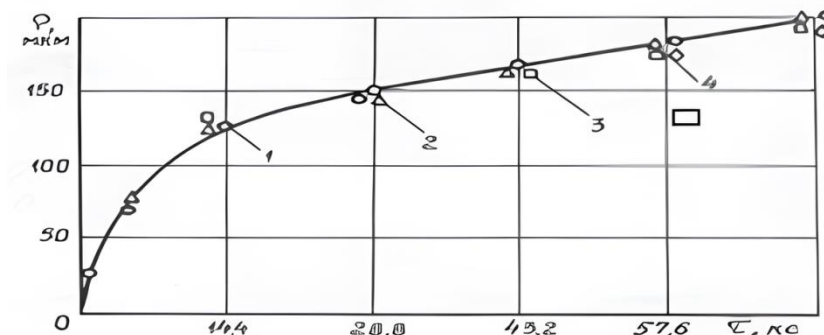


Рис. 7 – Залежність радіуса округлення від тривалості віброабразивної обробки: 1 – гостро заточений інструмент з радіусом 10 мкм; 2 – віброоброблений інструмент з радіусом 25 мкм; 3 – 60 мкм; 4 – 160 мкм. (VM40C; суміш бою фарфора і карбіду кремнію; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц; T15K6; $\beta = 105^\circ$).

Крім відомих з літератури, нами була запропонована логарифмічна модель. Поліноміальна модель:

$$\rho = \begin{cases} \rho_m - \frac{\rho_m - \rho_0}{\tau_m^2} (\tau_m - \tau)^2 & \rho \leq \rho_k \\ \rho_0 + \rho_m + a\tau & \rho \geq \rho_k \end{cases}$$

де ρ_m - радіус, відповідний вершині параболи, мкм;
 ρ_0 - початковий радіус округлення, мкм;
 ρ_n - максимально можливе нелінійне збільшення радіуса, мкм;
 ρ_k - радіус, відповідний переходу нелінійного ділянки до лінійного, мкм;
 τ_m - тривалість вібраційної обробки, відповідна вершині параболи, с;
 a - швидкість лінійного зносу, мкм/с.

Логарифмічна модель:

$$\rho = \begin{cases} \frac{\rho_k}{\ln A} \ln [A - B(\tau_k - \tau)] & \rho \leq \rho_k \\ \rho_0 + \rho_n + a\tau & \rho > \rho_k \end{cases}$$

де A - коефіцієнт;
 B - коефіцієнт, c^{-1} ;
 τ_k - тривалість коливальної обробки, відповідна переходу нелінійного ділянки в лінійний, с.
 Експоненціальна модель:

$$\rho = \rho_0 + \rho_n [1 - \exp(-g\tau)] + a\tau \tag{1}$$

де g - показник нелінійного зносу, c^{-1} .

Справедливість (1) для нелінійних перетинів підтверджується лінійністю залежностей, відповідно, перевірка яких показала, що експоненціальна модель краще описує експериментальні дані. Коефіцієнти експоненціальної моделі мають чіткий фізичний зміст, вона дозволяє єдиним виразом описати обидві стадії процесу, спростити відповідні розрахунки і перевірити висунуті гіпотези про швидкість зміїку округлення шляхом створення імовірнісної моделі процесу.

Нехай значення радіуса округлення дорівнює сумі його початкового значення, округлення в результаті нелінійного зносу $\rho_x(\tau)$ і округлення в результаті лінійного зносу $a\tau$:

$$\rho = \rho_0 + \rho_x(\tau) + a\tau$$

З моменту руйнування частинок виникає не сукупність, а одиничний вплив (рис. 7). Періодичність поділу частинок дорівнює частоті впливів наповнювача на кромку f . Час обробки значно більше (на 4...6 порядків) за період коливань робочої камери, тому значення $\rho(\tau)$ є результатом великої кількості відділень частинок. Швидкість округлення ρ_{AVNA} визначається частотним розподілом f , а приріст $\Delta\rho(\tau)$ можна виразити рівнянням:

$$d\rho(\tau)/d\tau = f \cdot \Delta\rho(\tau)$$

Частота впливу наповнювача на кромку f' пропорційна частоті коливань робочої камери $f: f' = c \cdot f$. Оскільки величина радіуса значно (на 2...3 порядки) менше розмірів інструменту і наповнювача, частота ударів не залежить від величини радіуса i , отже, тривалості обробки: $C(\tau) = \text{const}$.

Нелінійне округлення - це зняття (нокаут) Одиниці виміру (Блоки) твердосплавні зерна в результаті впливів нанонаповнювач по краю. обов'язковою умовою процесу є недостатній (Y цих умовах) міцність ребра, що визначається подкритичним значенням радіуса його округлення. Якщо радіус дорівнює ρ_n , потім удари наповнювача від заданого Маса, частота та амплітуди викликають макроруйнування краю. Від стану міцності на початку обробки - розмір частинки, що підлягає видаленню (за координатою (p) напрогулянки в діапазоні $0 \leq \Delta\rho_n(\tau) \leq \rho_n$ Тоді, коли Радіус дорівнює $\rho_x(\tau)$ - в діапазоні $0 \leq \Delta\rho_n(\tau) \leq [\rho_n - \rho_x(\tau)]$. Розмір частинок є випадкова величина. Якщо вважають, що Форма розсилки Такий розмір використовується для обробки Отже не змінюється, тоді математичне очікування $D\rho(\tau)$ буде пропорційно $[\rho_n - \rho_x(\tau)]$:

$$\Delta\rho(\tau) = C // [\rho_n - \rho_x(\tau)]$$

$$\frac{d\rho_x(\tau)}{d\tau} = C \cdot C // f [\rho_n - \rho_x(\tau)]$$

Таким чином, експоненціальну модель $(\rho_x(\tau))$ можна тримати, виходячи з припущень про механізм вібраційної обробки твердих сплавів.

Підтвердження описаного механізму було отримано шляхом вивчення дисперсності шламу. Спеціально розроблене обладнання дозволило отримати достатній для розрахунку твердосплавний шлам Т15К6. Метод полягав у відокремленні легших частинок наповнювача від важких твердосплавних частинок, які осідають під час зливу рідини, що містить ще не осіли частинки. Проби шламу, що відповідають двом стадіям обробки (від 0 до 30 хвилин і від 0 до 240 хвилин), досліджувалися при збільшенні X1350. Твердосплавні частинки були забруднені наповнювачем і мали гострокутну форму. Розподіл розмірів частинок підпорядковувався логарифмічно-нормальному закону, що свідчить про постійну форму розподілу на всіх етапах обробки.

Зі збільшенням тривалості обробки збільшувалась дисперсія частинок, а розміри частинок зменшувались через заокруглення їх країв. Поява великих частинок (більше 25-30 мкм) не може бути результатом обробки лише твердого матеріалу. Зменшення розміру частинок наповнювача обумовлено тими ж причинами, що й для карбиду. Зі збільшенням часу обробки коефіцієнт варіації розмірів частинок зменшується більш ніж у 3 рази, що свідчить про зменшення нерівностей і підвищення однорідності структури поверхневого шару.

На підставі отриманої моделі оцінимо критичне значення радіуса округлення. Довжина шляху руйнівної тріщини

$$l = 2(\rho_0 + \rho_n) \frac{1 - \sin \frac{\beta}{2}}{\cos \frac{\beta}{2}}$$

Для статичного навантаження, якщо умова вважати її застосованою до кромки:

$$\sigma_{II} = \frac{M}{W}$$

де σ_{II} — межа міцності на розрив при вигині, МПа;

M - згинальний момент, Н·м;

W - момент опору, м^3 .

$$M = P\rho_n \left(\frac{1 - \sin \frac{\beta}{2}}{\sin \frac{\beta}{2}} \right),$$

$$W = \frac{Ll^2}{6},$$

де L - довжина ріжучої кромки, м.

$$\sigma_{\text{н}} = \frac{6P\rho_n}{Ll^2} \left(\frac{1 - \sin \frac{\beta}{2}}{\sin \frac{\beta}{2}} \right).$$

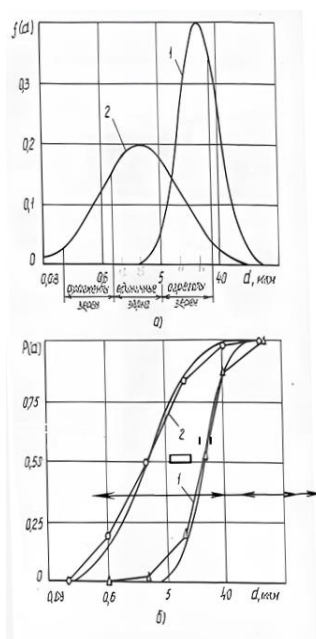


Рис. 8 – Вплив стадії віброобразивної обробки на дисперсність отриманого шламу:
а) – густина розподілу частинок шламу; б) – функція розподілу. 1 – на початковій стадії обробки; 2 – на кінцевій (ВМ40С; кераміка ПТ 15×15; амплітуда 0,6 мм; частота 46 Гц)

Нехтуючи значенням ρ_0 , мале в порівнянні з ρ_n , отримуємо $\rho_0 \rho_n$

$$\rho_n = \frac{3P \cos^2 \frac{\beta}{2}}{2\sigma_{\text{н}} \sin \frac{\beta}{2} (1 - \sin \frac{\beta}{2})}, \quad (2)$$

де P - питоме навантаження (на одиницю довжини кромки), Н/м.
Для динамічного навантаження ударна в'язкість:

$$a_1 = \frac{E}{F},$$

де E - енергія удару, Дж;
 F - площа розлому, м^2 .

$$\rho_n = \frac{q \cos \frac{\beta}{2}}{2a_1 (1 - \sin \frac{\beta}{2})}, \quad (3)$$

де q - питома енергія (на одиницю довжини ребра), Дж/м.

Коефіцієнти отримано методом найменших квадратів (табл. 1). На рис. 3, 4, 5 показані криві за рівняннями, а точки — за експериментальними даними. На нелінійному розрізі інтенсивність округлення спочатку вища, а потім нижча за прогнозовану. Знос гранул наповнювача зменшує їх розміри та енергію впливу на кромку, що відображається у відхиленнях експериментальних точок. На лінійній ділянці швидкість зносу спочатку вища, а потім нижча, ніж у лінійній моделі.

Швидкість лінійного зносу зростає зі збільшенням кута заточки, що відповідає зменшенню обсягу матеріалу, що видаляється. Швидкість зносу найвища для суміші, менша для ПТ і найнижча для порцеляни, що пов'язано з падінням мікротвердості наповнювача (29,0; 29,8 і 6,5 ГПа). Швидкість зносу сталі P18 значно більша за T15K6, що відповідає їх мікротвердості (9,0 і 15,5 ГПа). Різниця в твердості матеріалів сильніше впливає на м'які наповнювачі, ніж на тверді. Подібна закономірність відома в теорії різання [6]. Співвідношення швидкості зносу P18 і T15K6 становить для суміші 1,5 рази, для ПТ — 3 рази і в 10 разів для порцеляни.

Таблиця 1 – Показники віброабразивної оброблюваності кромок – коефіцієнти рівняння

Контактуючі матеріали		Показники оброблюваності								
		Швидкість лінійного зносу a , 10^{-4} мкм/с			Граничне нелінійне збільшення радіусу ρ_n , мкм			Показник нелінійного зносу q , 10^{-5} с $^{-1}$		
Вид абразиву обробки пластин для зубофрезерування	Оброблюваний матеріал	для кутів заточування, град.								
		75	90	105	75	90	105	75	90	105
Бій фарфора	P18 T15K6	3,2	4,2	4,3	17	24	32	33	30	30
		0,3	0,3	0,5	44	57	65	17	17	17
ПТ15×15	P18 T15K6	4,2	7,5	7,8	34	50	68	14	12	14
		1,8	2,3	2,7	52	65	74	28	28	28
Суміш фарфора і SiC	P18 T15K6	13,2	17,7	20,0	57	62	74	28	28	28
		8,3	11,8	13,8	88	103	115	30	33	36

Величина зростає зі збільшенням ρ_n β . Порівняння прогнозованих і експериментально отриманих залежностей показує, що на відміну від $(4\rho_n(\beta))$, адекватно описує експериментальні дані (табл. 2), що відповідає динамічному характеру впливів при відробробці [2, 4, 5].

Для порівняння була розрахована відносна величина: ρ_{no}

$$\rho_{no} = \frac{\rho_n(\beta)}{\sum_{i=1}^m \rho_n(\beta_i)}$$

де $i = 1, 2, \dots, m$ - число кута заточування, що дозволило виявити залежність, практично не знижуючи точності, так як знаменник $\rho_n(\beta)$ (2) визначається в рази точніше чисельника. \sqrt{m}

Таблиця 2 – Перевірка адекватності залежності радіуса ρ_n від кута заточування

Кут заточування, град	Величина, ρ_{no} за формулою		Величина, ρ_{no} за даними експерименту						В середньому
	(2)	(3)	фарфор		ПТ		суміш		
			P18	T15K6	P18	T15K6	P18	T15K6	
75	0,360	0,275	0,23	0,27	0,22	0,27	0,30	0,29	0,26
90	0,330	0,327	0,33	0,34	0,33	0,34	0,32	0,34	0,33
105	0,309	0,398	0,44	0,39	0,45	0,39	0,38	0,37	0,40

Співвідношення радіусів для сталі P18 і сплаву T15K6 не відповідає прогнозованим рівнянням (2) або (3) (табл. 3). При вібраційній обробці критичніше не міцність в мікрообсягах, а міцність кордонів зерен. Розмір

твердосплавних зерен становить 2 ... 4 мкм, а висота нерівностей — 0,5...1,0 мкм. При заточуванні інструментів радіус заокруглення для інструментальної сталі становить 10...12 мкм, для швидкодуючих — 12...15 мкм, для суцільних щілин — 18...24 мкм, для кераміки — 18...31 мкм [9]. Співвідношення радіусів швидкохідних і твердосплавних знарядь становить 0,6...0,7, що відповідає таблиці 3.5. Механізм заокруглення кромки при заточуванні обумовлений стружкой від нерівномірного сольового ефекту [1].

Зменшується кількість наповнювачів з ρ_n mes - PT - farf або в зв'язку зі збільшенням радіуса контакту, що знижує контактні напруги. Радіус округлення для наповнювача становить 4 ... 9 мкм, для PT — 6...12 мкм, для фарфору — 10...16 мкм.

Таблиця 3 – Перевірка адекватності залежності радіуса ρ_n від властивостей оброблюваного матеріалу.

Кут загострення, град	Відношення радіусів ρ_n для P18 та T15K6 по формулі		Відношення радіусів ρ_n для P18 та T15K6 за даними експерименту			
	(2)	(3)	фарфор	ПТ	суміш	в середньому
75	0,383	0,340	0,69	0,65	0,65	0,56
90			0,42	0,77	0,60	0,60
105			0,49	0,92	0,64	0,68
В середньому			0,43	0,78	0,63	0,61

Швидкість нелінійного заокруглення практично не залежить від кута заточування (табл. 1) . Для T15K6 швидкість визначається твердістю наповнювача і зростає поспіль: farfor - pt - s m es. При ударівелика ймовірність того, що ви вріжетеся вербоюанії гранулами наповнювача m ala, тому швидкість визначається ймовірністю відколів карбиду, в залежності від твердості, наповнювача, розташованого в однаковій послідовності.

При більш детальному впливі кута заточування кромки було встановлено, що кінетика заокруглення відповідає (3) - (рис. 9). Граничний радіус точки підпорядкований (10). Відхилення експериментальних точок від розрахунку рівняння менше 5%.

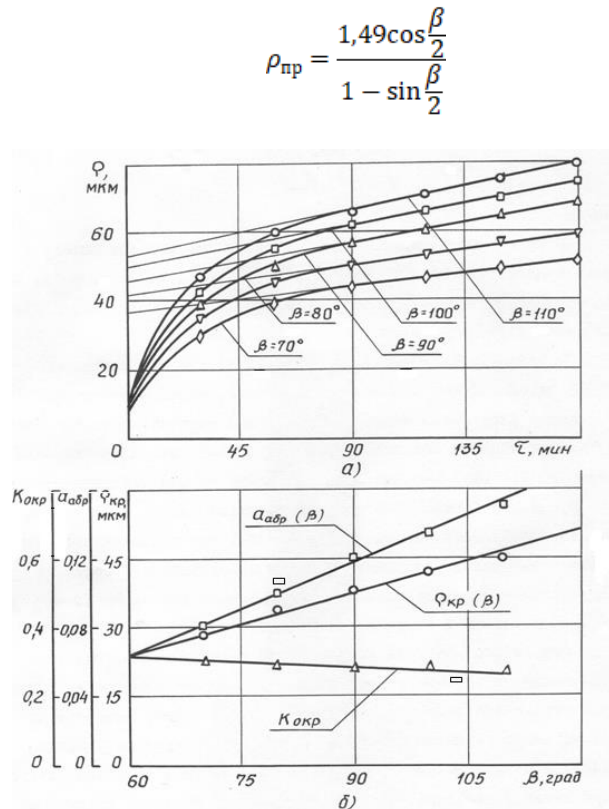


Рис. 9 – Вплив кута загострення кромки на кінетику її заокруглення: а) – залежність радіусу заокруглення від тривалості обробки; б) – залежність показників оброблюваності від кута загострення (BM-05; T15K6; кераміка П12; амплітуда 0,5 мм; частота 35 Гц)

Швидкість стаціонарного заокруглення лінійно зростає зі збільшенням кута заточування (аналогічно табл. 1). Також спостерігається тенденція до збільшення швидкості сталого заокруглення при підвищенні кута заточування. Окрім шорсткості плоских поверхонь, кромки і радіуса заокруглення кромки, показник якості поверхні після вібраційної обробки включає також радіус заокруглення вершин. Це питання важливе для ріжучих інструментів, оскільки верхня частина інструмента має низьку геометричну міцність і є місцем локалізації зносу, відколів та пластичної деформації. Збільшення радіуса заокруглення порівняно з радіусом заокруглення країв є важливим фактором для покращення якості чорнового і напівчистового інструменту.

При різних режимах механічної обробки на ділянці радіуса кромки, яка прилягає до верхньої частини інструмента, округлення з радіусом змінної величини нормується. Величина радіуса плавно змінюється від мінімуму в точках сполучення радіусного перетину з лінійним до максимуму в вершині. Відношення радіуса округлення в середині радіусного перетину до значення радіуса на його кряях може становити 1...2 залежно від кута на вершині, величини радіуса на вершині, характеристик абразивного наповнювача і частоти вібраційної обробки. У вхідному та бробразивному режимах радіус округлення вершин дорівнює 1,3...1,6 радіусів ребер. Таке співвідношення досягається при використанні гранул наповнювача, порівняних з оброблюваними продуктами.

Найважливішими факторами в процесі округлення є властивості наповнювача і карбіду, такі як зернистість та жорсткість (рис. 10). Кінетика шорсткості площин аналогічна описаній раніше. Більшість залежностей адекватні рівнянням (3, 2), але є й випадки з інкубаційним періодом, що добре описуються експоненціальними залежностями. Відхилення від них мінімальні для радіусів округлення, що відповідає точності вимірювання. За 180 хвилин шорсткість країв зменшується з 1,9...2,2 мкм до 0,18...0,40 мкм, що в 5-10 разів.

Показники цих залежностей змінюються у вузьких межах через низьку точність визначення за експериментальними даними і статистичний характер вібраційного процесу. Найвищий показник наближення до стабільного радіуса округлення, менший — до стабільної шорсткості площини і найменший — до стійкої шорсткості країв. Останній зменшується на порядок незалежно від наповнювача.

Твердість в'язучого наповнювача найбільше впливає на інтенсивність округлення (рис. 10). Зі збільшенням твердості від М до Н продуктивність округлення знижується в 3 рази, а питоме та пікірування — в 15 разів. При вібраційній обробці твердість М Ra знижується з 0,52...0,57 мкм до 0,12...0,15 мкм, а жорсткість НТ — з 0,56 мкм до 0,27...0,31 мкм. Зі збільшенням зернистості наповнювача з 6 до 40 радіус округлення збільшується в 1,6 рази, а питомий знос — в 3 рази (рис. 11).

Для отримання малих радіусів шорсткість країв є визначальним фактором при виборі наповнювача. Радіус 30...40 мкм з м'якими крупнозернистими наповнювачами можна отримати за короткий час (10...15 хв), але шорсткість країв буде незадовільною. Для червоних радіусів доцільно використовувати наповнювачі високої твердості та низької зернистості. Максимальна продуктивність вібраційної обробки досягається м'якими крупнозернистими наповнювачами через інтенсивне самозаточування.

Для різних наповнювачів граничний радіус змінюється в 4,6 рази, швидкість округлення — в 3,5 рази, а зміна шорсткості — в 2,1 рази. Граничний радіус округлення є показником нестаціонарного округлення, а сталий швидкість округлення додаються до цього (рис. 12). Зміна шорсткості слабо позитивно відповідає граничному радіусу і швидкості округлення, що відповідає неповному усуненню слідів попередньої обробки.

У всіх трьох зазначених показниках позитивні кореляції з зносом наповнювача, а граничний радіус близький, швидкість округлення слабша, а зміна шорсткості мінімальна. Тривалість вібраційної обробки (3 години) не забезпечувала високої точності визначення швидкості заокруглення, оскільки лінійний етап був чітко виявлений нечітко. Граничний радіус був визначений точно, що забезпечує тісну кореляцію. Знайдена закономірність відкриває ефективний спосіб контролю процесу зносу наповнювача. На графіках виділяються дві лінійні залежності: для абразивних кругів з низькою зносостійкістю і спеціальних формованих органів з високою зносостійкістю, що потребує подальших досліджень.

Для вивчення залежності продуктивності процесу від матеріалу виготовлено дві серії сплавів. Сплави першої серії (Б К4, ВК6, В К 8, Т5К10, Т15К6) мали однакову зернистість карбіду вольфраму, але різний склад. Сплави другої серії (ВК60М, ВК6М, ВК6, ВК6К, УК6В) відрізнялися середнім розміром зерен карбіду вольфраму. Також були випробувані сплави ТТ7К12 і Т5К12В, які відрізняються складом та розміром твердосплавних зерен (рис. 14). Коли висота нерівностей наближається до розмірів твердосплавних зерен, подальше зниження шорсткості значно сповільнюється. Тісний зв'язок між радіусом заокруглення ріжучих крайок, коефіцієнтом варіації та шорсткістю кромки дозволяє застосовувати значення для управління шорсткістю відповідно:

$$R_{a\rho} = 0,2 + 9V_{\rho}$$

$$R_{a\rho} = -0,9 + 11V_{\rho}.$$

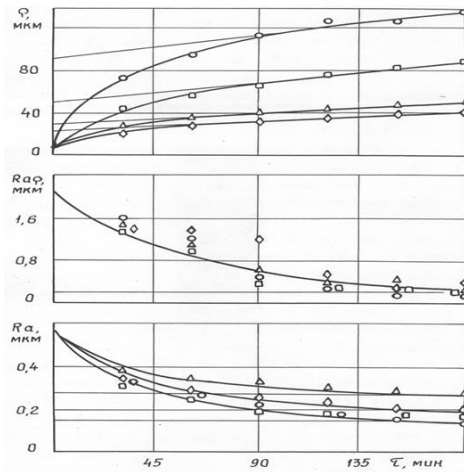


Рис. 10 – Залежність радіуса округлення, параметрів шорсткості ріжучої кромки та плоскої поверхні від тривалості обробки для наповнювачів з SiC різної твердості (зернистість 40):
 о – твердість М; □ – С; Δ – Т; ◇ – ЧТ

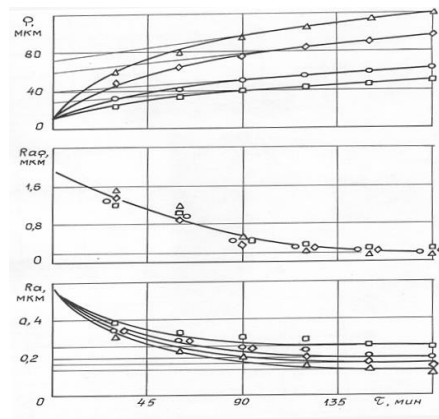


Рис. 11 – Залежність радіуса округлення, параметрів шорсткості ріжучої кромки та плоскої поверхні для наповнювачів з SiC різної зернистісті (твердість С); □ – зернистість 6; о – 16; ◇ – 40; Δ – суміш.

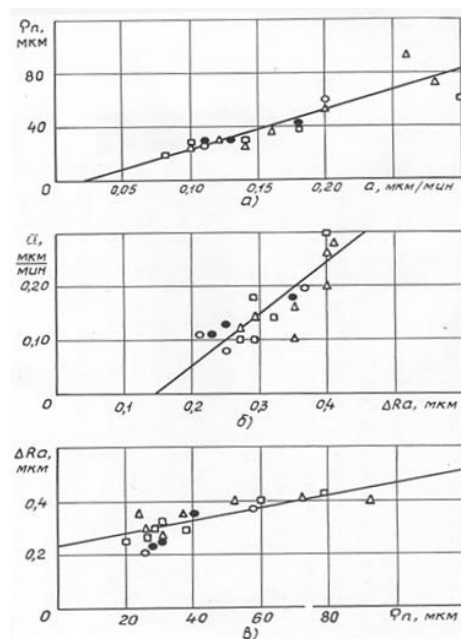


Рис. 12 – Взаємні кореляційні зв'язки показників процесу віброабразивної обробки:
 а) – зв'язок; б) – ρ_p (a) ΔR_a ; в) – ΔR_a (рп) (умови рис. 10, 11).

Сталий швидкість округлення не корелює з граничним радіусом округлення, механічними властивостями

карбіду (HRA, $\sigma_{\text{відключення}}$), розміром зерен WC, вмістом Co, slab o позитивно корелює n з вмістом T і C, а також загальний вміст Co, T і C і Ta C (рис. 15).

Граничний радіус округлення не корелює з вмістом твердосплавних компонентів, він співвідноситься з механічними властивостями (при міцності позитивній, з твердістю негативною) і тісно корелює з розміром зерен карбіду вольфраму (рис. 16). Множинна $\rho_{\text{пр}}(d_{\text{WC}}, \sigma_n)$ кореляція $\rho_{\text{пр}}(\text{HRA}, \sigma_{\text{WC}})$ статично не покращує опис залежності, тому поправки не мають самостійного $\rho_{\text{пр}}(\sigma_n) \rho_{\text{пр}}(\text{HRA})$ фізичного сенсу, а пов'язані з наявністю кореляції $\sigma_n(d_{\text{WC}})$ і $\text{HRA}(d_{\text{WC}})$.

Аналогічно при зносі оксидної, твердосплавної і селітрової кераміки крихким мікроруйнуванням не встановлено кореляції зносостійкості ні з однією з 8 механічних характеристик матеріалу [7].

Таким чином, кінетика заокруглення кромок характеризується двома незалежними параметрами: граничним радіусом заокруглення і стійкою швидкістю заокруглення, пов'язаної не стільки з механічними (HRA, σ_n), скільки зі структурними факторами. визначається $(d_{\text{WC}}, q_{\text{Ti}}) \rho_{\text{пр}}$ в основному розміром зерен WC, а d вмістом TiC. Це добре узгоджується з результатами оптичної та електронної мікроскопії: першим етапом видалення матеріалу є статичне руйнування зерна, а на другому етапі - втомивнутрисред. Відповідно до цього перша стадія, що характеризується, визначається розміром зерна, пропорційним середньому розміру $\rho_{\text{пр}}$ деталі, що видаляється одним ударом. Друга стадія, що характеризується a, визначається міцністю зерна (Ti; W) C, яка зменшується зі збільшенням вмісту TiC, тим самим зменшуючи кількість ходів для розщеплення зерна.

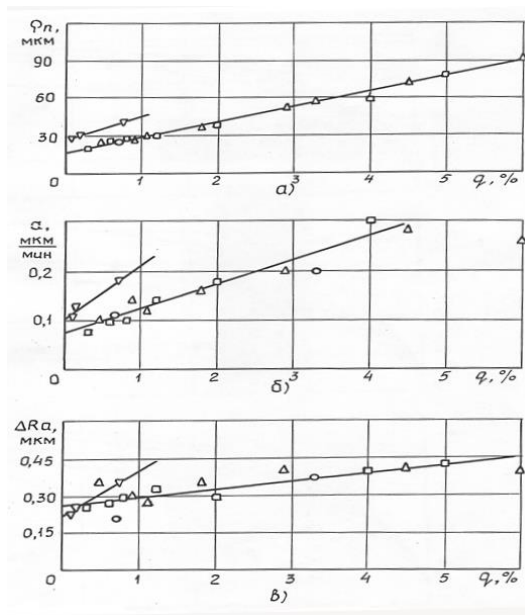


Рис. 13 – Залежність показників процесу віброабразивної обробки від зносостійкості абразивного наповнювача (умови рис. 10, 11).

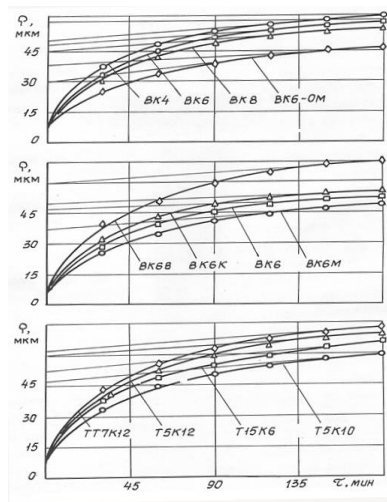


Рис. 14 – Залежність радіуса округлення від тривалості обробки різних марок твердих сплавів (BM-05; кераміка П12; амплітуда 0,5 мм; частота 35 Гц).

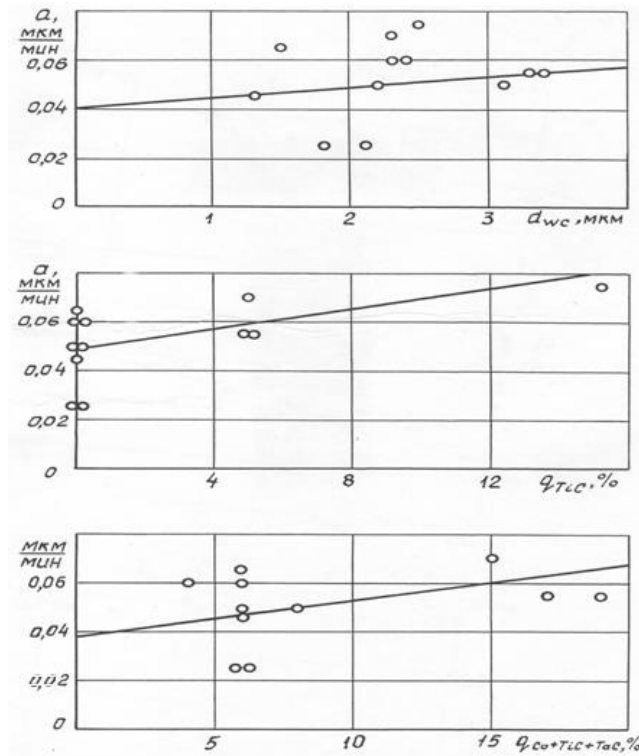


Рис. 15 – Залежність швидкості округлення кромки від параметрів структури твердого сплаву:
 а) – від розміру зерна WC; б) – від вмісту TiC; в) – від вмісту (Co+TiC+TaC) (BM-05; наповнювач – кераміка П12; амплітуда 0,5 мм; частота 35 Гц).

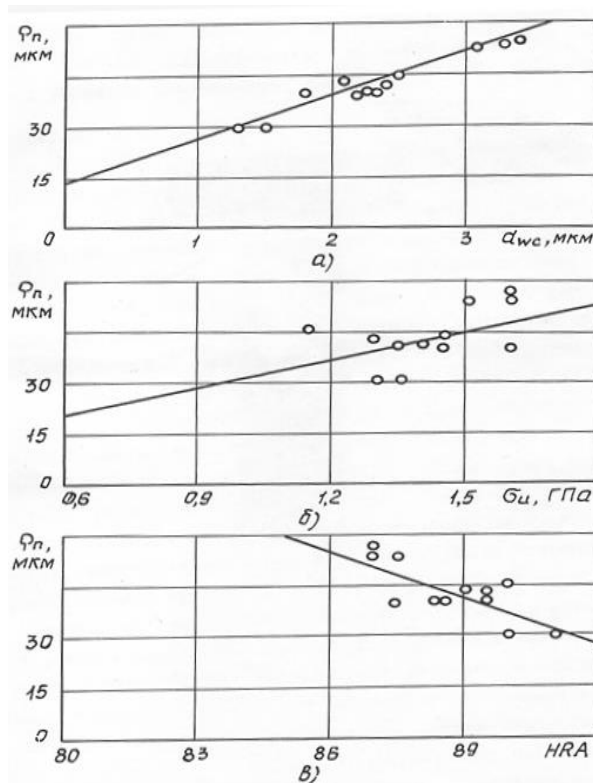


Рис. 16 – Залежність граничного радіуса округлення r_n від характеристик твердого сплаву:
 а) – від розміру зерна WC; б) – від міцності σ_t ; в) – від твердості HRA (BM-05; наповнювач – кераміка П12; амплітуда 0,5 мм; частота 46 Гц).

Вплив режимів віброобразивної обробки на заокруглення кромки інструменту

Параметри обробки (амплітуда та частота коливань камери), разом з типом наповнювача та тривалістю обробки, є важливими для управління технологічним процесом. Збільшення амплітуди призводить до

підвищення енергії ударів наповнювача та шляху удару, а збільшення частоти – до збільшення кількості ударів, швидкості ковзання та енергії удару. Збільшення частоти також покращує рівномірність округлення: коефіцієнт варіації радіуса округлення зменшується з 0,22 до 0,17 при збільшенні частоти з 20 до 35 Гц. Однак перевищення допустимих значень для кожного сплаву та кута заточування може призвести до пошкодження кромки.

Для сплаву Т15К6 з кутом 90° обробка в режимах, вище лінії 3, спричиняє пошкодження кромки, а в нижчих режимах продуктивність дорівнює нулю, оскільки наповнювач не рухається в камері (для установки ВМ-0,5 ця крива описується рівнянням $A = 360f - 2$). Для забезпечення циркуляції вантажу в камері вібраційне прискорення повинно перевищувати певне значення. Для максимального рівня продуктивності необхідно вибирати режими в верхній частині регіону, а для більш рівномірної обробки доцільно проводити обробку при великих значеннях частоти (f) і малих значеннях амплітуди (A).

Формула для визначення режимів обробки:

$$A = C + 0,007\beta - 0,25f,$$

де $C = 0,65$ для сплаву Т15К6 і $0,90$ для сплаву Т5К10.

Режими для сплавів Т 15К12 В, ТТ7К12 і ТТ10К8Б можна визначити рівняннями для сплаву Т5К10, а для Т14К8 - рівняннями для Т15К6.

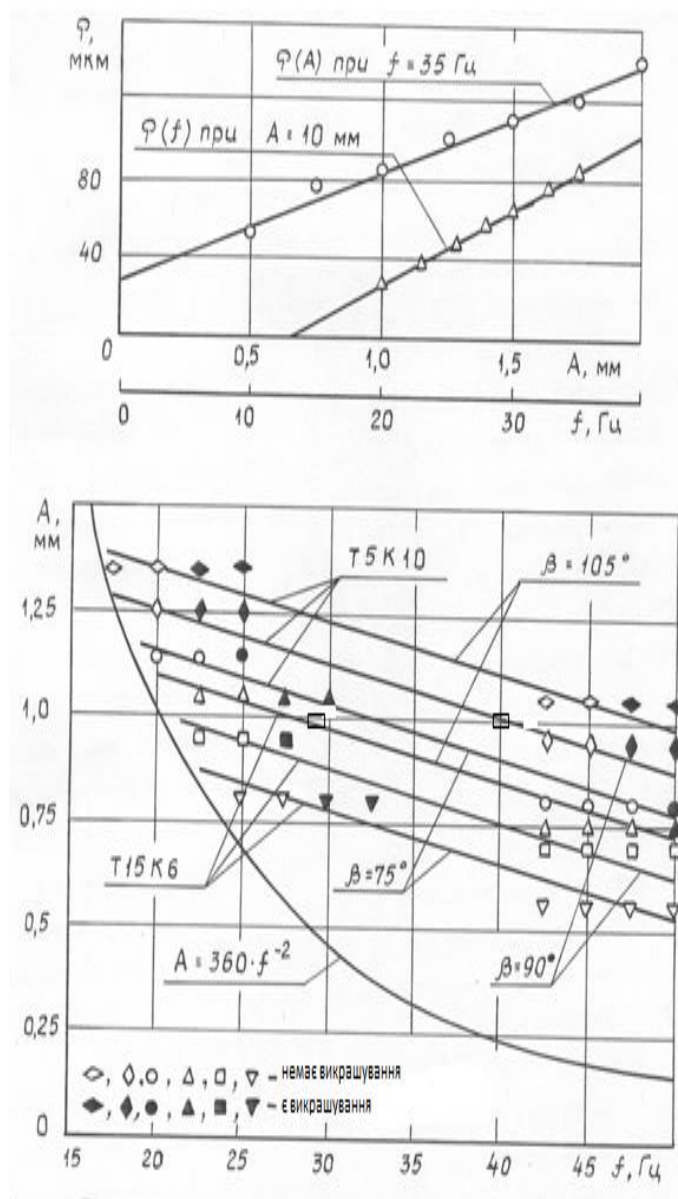


Рис. 17 – Вплив режимів віброабразивної обробки на її ефективність (Т15К6, наповнювач – кераміка П12):
 а) залежність радіуса округлення r від амплітуди A і частоти коливань f ;
 б) – область режимів, що забезпечують обробку без сколів.

Зі збільшенням амплітуди та частоти шорсткість ребер і площин зменшується (рис. 18). Зниження шорсткості обумовлено тими ж причинами, що і збільшення продуктивності. Проте сила мікрошків навіть при максимальних режимах в рамках експерименту недостатня для повного усунення початкових нерівностей. Зі збільшенням амплітуди і частоти витрата наповнювача збільшується, що відповідає кореляції між потужністю обробки та витратою наповнювача.

Виконання заокруглення кромки і верхівки інструменту при віброобразивній обробці.

Для нормалізації операцій віброобразивної обробки інструменту необхідні моделі взаємозв'язку продуктивності в основному часі з факторами-умовами обробки. Спочатку на основі попередніх експериментів були виявлені найважливіші фактори, що визначають продуктивність. Залежність радіуса від цих факторів шукали у вигляді політропної моделі

$$\rho_k = C_{ан} \cdot C_{им} \cdot C_{МН} \cdot C_{МИ} \cdot \tau^{n\tau} \cdot A^{nA} \cdot f^{nf} \cdot \beta^{n\beta},$$

$C_{ан}$ - коефіцієнт, що враховує марку наповнювача;

$C_{им}$ - коефіцієнт, що враховує марку інструментального матеріалу;

$C_{МН}$ - коефіцієнт з урахуванням маси наповнювача;

$C_{МИ}$ - коефіцієнт, що враховує масу інструменту;

$n\tau, nA, nf, n\beta$ - показник ступеня, відповідно, прит, A, f, β .

Читання вузьких інтервалів зміни факторів у виробничому середовищі не суперечить більш складним залежностям встановленим в лабораторії широкий спектр змін факторів на основі фізики процесу. У логарифмічній формі вона має вигляд многочлена, що дозволяє використовувати традиційну лінійну модель для планування експерименту.

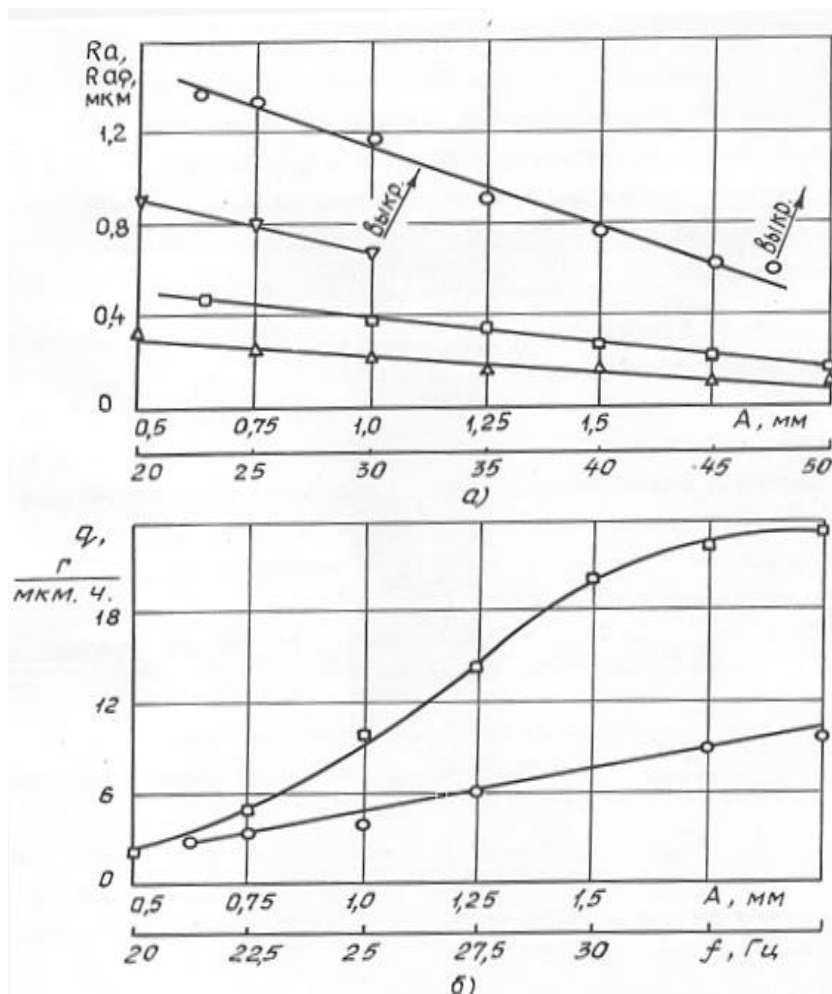


Рис. 18 – Вплив режимів віброобразивної обробки на її якість та витрату наповнювача:

а) – залежність параметра шорсткості площин (1, 2) і ріжучих кромки (3, 4) від амплітуди (1, 3 при частоті 35 Гц) і частоти (2, 4 при амплітуді 1,0 мм); б) – залежність витрати наповнювача від амплітуди (1 при частоті 35 Гц) і частоти (2 при амплітуді 1,0 мм) (ВМ-05; Т5К10; кераміка Р12; час обробки – 60 хв) рівняння регресії.

$$y = 4,13 + 0,31X_1 + 0,24X_2 + 0,34X_3 + 0,23X_4 (0,0025X_1X_2 + 0,0075X_1X_3 + 0,0063X_1X_4 + 0,0000X_2X_3 + 0,0012X_2X_4 + 0,0012X_3X_4).$$

При збільшенні радіуса від 20 до 200 мкм коефіцієнт варіації падає в 2 рази - від 0,06 до 0,04. Коефіцієнти у взаємодіях незначні, модель адекватна. Перевішивши закодовані значення факторів природні і потенціуючи, ми отримали

$$\rho = 1,13 \cdot 10^{-4} \cdot \tau^{0,39} \cdot A^{0,69} \cdot f^{1,94} \cdot \beta^{1,02}.$$

Оскільки найбільш універсальним параметром управління в галузі є тривалість, доцільно встановити зв'язок з іншими факторами.

Узагальнення до різних наповнювачів

$$\begin{aligned} \tau &= C_\tau \rho^{2,63} \cdot A^{-1,81} \cdot f^{-5,10} \cdot \beta^{-2,68}, \\ \rho &= C_\rho \cdot \tau^{0,38} \cdot A^{0,69} \cdot f^{1,94} \cdot \beta^{1,02}. \end{aligned}$$

З урахуванням експериментально отриманих факторів (табл. 4) були побудовані номограми для практичного застосування.

З урахуванням додатково вивчених факторів для пластин і різців:

$$\begin{aligned} \rho &= C_{pp} \tau^{0,38} A^{0,69} f^{1,94} \beta^{1,02} d^{0,70}, \\ \rho_p &= C_{pp} \tau^{0,38} A^{0,69} f^{0,75} \beta^{1,02} d^{0,70} G^{0,10}, \end{aligned}$$

де d - середній розмір зерен WC -основи, мкм;

G - вага а інструменту, кг;

C_ρ, C_{pp} - коефіцієнти в залежності від типу наповнювача.

Таблиця 4 – Коефіцієнти рівнянь для різних наповнювачів

Тип наповнювача	C_τ (4.17) 10^{-11} , хв	C_ρ (4.18) 10^{-4} , мкм	C_ρ (2) 10^{-5} , мкм	C_{pp} (3) 10^{-3} , мкм
Бій кругів SiC	27,0	2,3	2,8	10,4
Суміш бою кругів SiC та фарфора (1:1)	14,1	1,8	2,2	8,5
Кераміка П12	7,3	1,4	1,7	7,0
Кераміка П15×15	4,1	1,1	1,4	5,9
Кераміка ЦМ-332	2,3	0,9	1,2	5,2
Бій фарфора	1,7	0,8	1,1	4,1

На величину радіуса округлення в вершині, крім уже ρ_v вивчених дійових осей, впливають кут в плані у вершини E і радіус у вершини r , в зв'язку з чим був виявлений невеликий позитивний дрейф параметра.

Аналогічно шукана політропна залежність

$$\rho_B = C_{ан} \cdot C_{ИМ} \cdot C_{МН} \cdot C_{МИ} \cdot \tau^{nr} \cdot A^{nA} \cdot f^{nf} \cdot \beta^{n\beta} \cdot r^{nr} \cdot E^{nE},$$

де nr , nE – показаті степені, відповідно, при r та E .

Використовуючи результати попереднього експерименту і вважаючи вплив деяких суб'єктивна і ρ подібних, ρ_B представлений у вигляді:

$$\rho_B = C \cdot \tau^{nr} \cdot \beta^{n\beta} \cdot V^{nv} \cdot E^{nE},$$

звідки

$$C = C_{ан} \cdot C_{ИМ} \cdot C_{МН} \cdot C_{МИ} \cdot A^{nA} \cdot f^{nf}$$

(4).

рівняння регресії:

$$y = 4,15 - 0,20X_1 + 0,34X_2 - 0,08X_3 + 0,28X_4(-0,008X_1X_2 + 0,014X_1X_3 - 0,004X_1X_4 - 0,016X_2X_3 + 0,061X_2X_4 + 0,004X_3X_4).$$

Коефіцієнт варіації радіуса округлення вершини більше радіуса округлення ребра, що говорить про більшу нерівномірність процесу в вершинах.

Коефіцієнти при взаємодіях незначні, але величина позитивної взаємодії кута заточування і час обробки близькі до довірчого інтервалу і коефіцієнта кута в плані, модель адекватна. Перевівши кодовані значення факторів в натуральні, потенціуючи і узагальнюючи для різних наповнювачів, отримаємо

$$\rho_B = C_{дв} \cdot \tau^{0,35} \cdot \beta^{1,51} \cdot r^{-0,24} \cdot E^{-0,35},$$

де коефіцієнт визначається типом наповнювача $C_{дв}$.

Найбільш інтенсивне видалення відбувається в вершинах з малими кутами і радіусами, так як при зниженні параметрів площа контакту наповнювача з вершиною зменшується, а питомий тиск збільшується.

Обговорення. Таким чином, процес заокруглення кромки ріжучого інструменту під час зубчастої обробки залежить від геометричних параметрів інструменту, режимів обробки та властивостей матеріалу заготовки. Початкове заокруглення характеризується інтенсивним зносом і формуванням мікропошкоджень, які поступово вирівнюються, що дозволяє стабілізувати геометрію кромки та зменшити ризик концентрації напруг.

Досягнення високої однорідності поверхневого шару можливе при належному контролі співвідношення між радіусом округлення кромки та режимами різання. Зменшення початкової товщини зрізу при відповідному радіусі округлення сприяє зниженню шорсткості поверхні, що позитивно впливає на зносостійкість інструменту та підвищує його довговічність.

Оптимізація технологічних параметрів, таких як швидкість різання, подача та кут заточування інструменту, сприяє покращенню мікроструктури поверхневого шару і мінімізації впливу мікротріщин. Це забезпечує стабільність процесу та підвищує ефективність формоутворення кромки, що в свою чергу дозволяє значно підвищити продуктивність та якість поверхонь зубчастих виробів.

Висновки. 1. При віброобразивній обробці твердосплавного інструменту крайки і вершини округлюються до необхідного значення (20...200 мкм), причому останні міцніше, дисперсність радіусу, відхилення форми і шорсткість кромки зменшуються в 5...10 разів, усувається відкол до 40...60 мкм, а більші набувають сприятливий рельєф при зменшеній глибині і плавних переходах.

2. У початковій стадії віброобразивної обробки переважає макрокрихке руйнування кромки з нелінійною кінетикою - відділення зернових щепеню, порівнянних з радіусом округлення, в кінцевій стадії - мікрокрихке з лінійним - відділення одиночних зерен, порівнянних з висотою нерівностей. Момент переходу визначається величиною округлення, яка критична для макроміцності.

3. Показана перевага експоненціальної моделі, отриманої при розв'язанні диференціального рівняння для опису залежності радіуса округлення від початкового радіуса, кута заточування і тривалості обробки для різних комбінацій наповнювачів і оброблюваних твердих сплавів. Кінетика інших мікрогеометричних параметрів описується тієї ж моделлю, але з кінцевим загасанням замість лінійного перетину.

4. Граничний радіус заокруглення, який є показником віброобразивної оброблюваності кромки, тісно позитивно корелює з розмірами твердосплавних зерен і збільшується зі збільшенням заточки. Швидкість лінійного заокруглення не залежить від структури і механічних властивостей сплаву і збільшується зі

збільшенням кута заточування.

5. Граничний радіус заокруглення, швидкість лінійного заокруглення і зменшення шорсткості позитивно корелюють один з одним і збільшуються зі збільшенням твердості і зернистості присадного абразиву і зменшенням твердості сполучного.

6. Для кожної з груп наповнювачів - спеціальної формованої кераміки (зносостійка) і полумки абразивних кругів (зношується) - показник заокруглення зростає лінійно зі збільшенням питомого зносу наповнювача.

7. Вибравши характеристики наповнювача і режими вібраційної і абразивної обробки інструменту, можна одночасно домогтися необхідного значення заокруглення країв і мінімальної глибини інструменту.

8. Експериментально знайдені ділянки оптимальної частоти і амплітуди різання - відповідають максимальному виробленню за одне округлення за винятком сколів кромки, шорсткості, неприпустимого розсіювання радіуса і зносу наповнювача з урахуванням марки сплаву і кута заточування.

9. У ряді запланованих експериментів по встановленню залежностей і розробці номограм для нормалізації операцій віброабразивної обробки твердосплавних вставок і фрез з урахуванням структури сплаву, геометрії і ваги інструменту, типу наповнювача, режимів обробки і необхідного значення округлення.

Список літератури

1. Klochko, O., Okhrimenko, O., & Shapovalov, M. (2021). Initial instrumental surface of modular millings on the basis of one-band hyperboloid for the manufacture of gear wheeled wheels. *Mechanics and Advanced Technologies*, 5(3), 374-380. <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2021.5.3.250168>.
2. Kovalev Viktor D, Vasilchenko Yana V., Klochko Alexander A., Gasanov Magomedemin I. Technology of restoration of large gear boxes. Dašić, P. (editor): Modern trends in metalworking, Vol. 1: Vrnjačka Banja: SaTCIP Publisher Ltd., 2018. – P. 43–63. ISBN 978-86-6075-065-7.
3. Ramadani, R., Belsak, A., Kegl, M., Predan, J., & Pehan, S. (2018). Topology optimization based design of lightweight and low vibration gear bodies. *International Journal of Simulation Modelling*, 17(1), 92-104
4. Клочко О.О., Гасанов М.І., Заковоротний О.Ю., Майборода В.С., Охрименко О.О., Федоренко В.С. Технологічні передумови деформації і рушення зрізуючого шару при швидкісному зубофрезуванні загартованих циліндричних зубчатих коліс на основі атомного підходу // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2022. – № 1 (5) 2022. – С. 10–20. – ISSN 2079-004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2022.1(5).0
5. Нежебовський В.В., Дергоусов В.М., Пермяков О.А., Клочко О.О., Устиненко О.В., Рябенко С.В. Новітні процеси обробки зубчатих коліс редукторів вулгодобувних комбайнів // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XX Міжнародної науково-технічної конференції 01 – 03 вересня 2022 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ-Тернопіль: ДДМА, 2022. – С. 162–163. – ISBN 978-617-7889-20-4.
6. Гасанов М.І., Клочко О.О., Заковоротний О.Ю., Перминов С.В. Технологічний регламент оптимізації систем відновлення функціональних властивостей великогабаритних відкритих зубчатих передач // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні – Bulletin of the National Technical University «KhPI». Series: Techniques in a machine industry: зб. наук. пр. / Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». – Харків : НТУ «ХПІ», 2018. – № 6 (1282) 2018. – С. 107–112. – ISSN 2079–004X
7. Gołębski, R., & Ivandic, Z. (2018). Analysis of Modification of Spur Gear Profile. *Tehnicky Vjesnik*, 25(2), 643-648.
8. M. Ciavarella, On the significance of asperity models predictions of rough contact with respect to recent alternative theories, *ASME J. Tribol.* 139 (2017) 021402-1-11

References (transliterated):

1. Shelkovej A.N., Gasanov M.I., Naboka E.V., Klochko A.A., Belousov N.A., Novikov F.V. Imitacionnoe modelirovanie tekhnologicheskogo obespecheniya ekspluatacionnykh svoystv krupnogabaritnykh zubchatykh koles. Novye i netradicionnye tekhnologii v resurso- i energosberezenii: Materialy mezhdunarodnoj nauchno-tekhnicheskoy konferencii, 22-24 sentyabrya 2021 g., g. Odessa. – Odessa: Gosudarstvennyy universitet «Odesskaya politehnika», 2021. – S. 207 – 210.
2. Kovalev Viktor D, Vasilchenko Yana V., Klochko Alexander A., Gasanov Magomedemin I. Technology of restoration of large gear boxes. Dašić, P. (editor): Modern trends in metalworking, Vol. 1: Vrnjačka Banja: SaTCIP Publisher Ltd., 2018. – R. 43–63. ISBN 978-86-6075-065-7.
3. Tekhnologicheskie osnovy zuboobrabotki zakalennykh krupnomodulnykh zubchatykh koles: monografiya / A. A. Klochko [i dr.]. – Kramatorsk : DGMA, 2014. – 479 s. ISBN 978-966-379-667-3.
4. Issledovanie processov zubofrezerovaniya zakalennykh shevronnykh zubchatykh koles / A.A. Klochko, M.I. Gasanov, E.V. Basova, S.Yu. Palashek, A.L. Nevmerzhhiczkiy // Nadijni st instrumentu ta optimizacziya tekhnologichnikh sistem: zb.nauk. pr. – Kramatorsk : DDMA, 2017. – Vip. 40. – S. 90–101.
5. Klochko, O., Okhrimenko, O., & Shapovalov, M. (2021). Initial instrumental surface of modular millings on the basis of one-band hyperboloid for the manufacture of gear wheeled wheels. *Mechanics and Advanced Technologies*, 5(3), 374-380. <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2021.5.3.250168>.
6. Kabaldin Yu.G., Olejnikov A.I., Shpilev A.M., Burkov A.A. Matematicheskoe modelirovanie samoorganizuyushhixsya processov v tekhnologicheskikh sistemakh obrabotki rezaniem. Vladivostok, Dal'naya nauka, 2000. 194 s.
7. Shapovalov V.F., Pechenyj V.I., Klochko A.A., Permyakov A.A., Shelkovej A.N., Gasanov M.I., Anczyferova O.A. Povyshenie kachestva poverkhnostnogo sloya zub'ev iznoshennykh i vosstanavlivaemykh krupnogabaritnykh zubchatykh koles poverkhnostny'm plasticheskim deformirovaniem // Nadijni st instrumentu ta optimizacziya tekhnologichnikh sistem: zb. nauk. pr. – Kramatorsk : DDMA, 2018. – Vip. 42. – S. 91–102.
8. Gasanov M.I., Klochko A.A., Cherkashina G.I., Perminov E.F. Gruppye marshrutnye tekhnologicheskie processy vosstanovleniya krupnogabaritnykh zubchatykh koles na osnove imitacionnogo modelirovaniya s uchetom progressiruyushhix vidov iznosa // Nadijni st instrumentu ta optimizacziya tekhnologichnikh sistem: zb.nauk. pr. – Kramatorsk : DDMA, 2018. – Vip. 42. – S. 28–36.

Поступила (received) 10.09.2024

Гасанов Магомедмін Ісамагомедович (Hasanov Magomedemin Isamagomedovich) – проректор по науково-педагогічній роботі, доктор технічних наук, професор кафедри технологія машинобудування і металорізальні верстати, Національного технічного університету «Харківський політехнічний університет», м. Харків; тел.: (096)-590-8850; e-mail: kh.kajvika@gmail.com;

Охріменко Олександр Анатолійович (Ohrimenko Oleksandr) – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри інтегрованих технологій машинобудування Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», м. Київ; пр. Перемоги, 37, Україна; email: alexhobs77@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5446-6987

Клочко Олександр Олександрович (Klochko Oleksandr) – доктор технічних наук, професор, зав. кафедри інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; тел.:+38067-936-36-64, e-mail: ukrstanko21@ukr.net, ORCID: 0000-0003-2841-9455;

Пермяков Єгор Олександрович (Permyakov Egor) – аспірант кафедри інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; e-mail: perm_a@i.ua, ORCID: 0000-0003-2843-6108

Hubskiy Serhii – PhD, Associate Professor at the Department of Computer Modeling and Integrated Forming Technologies, National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute”, Kharkiv, Ukraine; ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-7797-9139>; mob.: (066) 219-20-50; e-mail: gubskiyso@gmail.com.

Старченко Віталій Валерійович (Vitaly Starchenko) – аспірант кафедри інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; e-mail: perm_a@i.ua, ORCID: 0000-0003-2843-6108

Тимошенко Богдан Ярославович (Bohdan Tymoshenko) – магістр кафедри інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; e-mail: perm_a@i.ua, ORCID: 0000-0003-2843-6108

CHUKHLIB V., VOLK W., LECHNER P., SCANDOLA L., GUBSKYI S., BIBA M., SCHUKRAFT J.

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE SHAPE CHANGE WHEN A PRODUCT IS PRODUCED BY FREE-FORM BENDING

The paper presents a comparative analysis of the shape change of a rod when it is deformed in a moving die using the Abaqus and Qform software packages. The approaches to determining the shape of a profile formed by a moving die are analyzed. Methods for analyzing the shape change when a product is obtained by free-form bending, based on predicting the volumetric unevenness of metal deformation in the processes of pressure treatment and determining the product curvature, are considered. For the process of modeling the bending of a product in a moving die, a rod was selected, as well as an algorithm for moving the moving die and feeding the rod. As a result of the simulation, it was found that the resulting product models in these software systems are identical in geometry. Based on the methods of analyzing the shape change when a product is obtained by free-form bending, we analyzed the uneven distribution of deformation parameters and determined the curvature of the workpiece during deformation. It was found that a significant deformation irregularity is observed in the workpiece, which is caused by the chosen scheme of deformation. Proposed approaches for further research.

Keywords: free-form bending, metal forming, finite element method (FEM), modelling, deformation.

**ЧУХІБ В. Л., VOLK W., LECHNER P., SCANDOLA L., ГУБСЬКИЙ С. О., БІБА М. В., SCHUKRAFT J.
ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ФОРМОЗМІНИ ПРИ ОТРИМАННІ ВИРОБУ ВІЛЬНИМ ЗГІНАННЯМ**

У статті проведено порівняльний аналіз формозміни прутка при деформуванні його в рухомій матриці із застосуванням програмних комплексів Abaqus та Qform. Проведено аналіз підходів до визначення форми профілю, що утворюється за допомогою рухомої матриці. Розглянуто методи аналізу формозміни при отриманні виробу вільним згинанням, що базуються на прогнозуванні об'ємної нерівномірності деформації металу в процесах обробки тиском та визначення викривлення виробу. Для процесу моделювання гнуття виробу в рухомій матриці був обраний пруток, алгоритм руху рухомої матриці та подачі прутка. В результаті моделювання встановлено, що отримані моделі виробу в даних програмних комплексах однакові за своєю геометрією. Базуючись на методах аналізу формозміни при отриманні виробу вільним згинанням був проведений аналіз нерівномірності розподілу параметрів деформування та визначення викривлення заготовки в процесі деформації. Встановлено, що в заготовці спостерігається значна нерівномірність деформації, яка зумовлена обраною схемою формозміни. Запропоновані підходи до подальших досліджень.

Ключові слова: вільне гнуття, обробка металів тиском, метод кінцевих елементів (МКЕ), моделювання, деформація.

1. Introduction. Various approaches to the manufacture of parts and products by bending are being actively developed. The typical technological process of manufacturing a profile with gradual edge deformation in stands has been further developed in the production of bent profiles with variable cross-section in width and height [1], while the possibility of using it to manufacture high-strength steel profiles is being considered [2]. The process of pipe bending in pipe bending devices [3] has been developed in the use of a movable die, which allows the manufacture of products of various 3D geometries [4].

Manufacturing elements by bending rods and tubes using a moving die is a modern technology in metal forming. This approach makes it possible to produce parts of complex 3D geometry without replacing bending tools. Products made using this method are in demand in the automotive, energy, chemical, aerospace, and other industries [5].

The manufacture of the required elements by bending rods and pipes using a moving die is based on the kinematically controlled process of continuously feeding a pipe or rod into a moving die that performs rotational and/or translational movements [6].

Paper [7] developed a finite-element analysis model for simulating the technology of bending in a moving die, and presented a theoretical model for determining the control data of a bending die. The modeling results were compared with the experimental results. Similar studies were conducted in [8]. In [9, 10], a simulation approach with the construction of finite element models was proposed, which correlates well with practical results.

Controlling the geometry of a part bent in a moving die (rod, conventional and profile pipe) is a difficult task. Because the geometric error that has arisen in the deformed element (due to, for example, normalized differences in mechanical property tolerances [11]) cannot be corrected, since this element has already been formed. It is only possible to influence the next element of the part that has not yet been deformed. It is necessary to make this correction to the movement of the moving die as soon as possible to prevent rejection of the product.

In [12], an approach is proposed to control a microcontroller of a bending machine with a moving matrix based on commands coming from a neural network. This neural network is trained with a surrogate model based on simulation data that allows for backward optimization of the global geometry of the part.

2. Methods for analyzing the shape change when a product is produced by free-form bending. Based on the theoretical determination of the zone of maximum deformation irregularity in the cross-section of the resulting product and the associated longitudinal curvature, a method for predicting the volumetric irregularity of metal deformation in pressure treatment processes is used, which makes it possible to evaluate and determine rational deformation modes to obtain the required properties of products [13, 14]. To predict the volumetric unevenness of metal deformation in pressure treatment processes and, accordingly, to predict the uneven distribution of mechanical properties, a method is used according to which a point with a maximum strain value is found in each section subjected to analysis for unevenness of deformation. Then a line is drawn through the center of the section relative to it. In total, four lines are

drawn across the section (including the line with the point with the maximum strain value), which are located at an angle of 45° to each other. Next, several control points (at least 6) are applied to each line symmetrically to the point with the maximum value and symmetrically to the center of the section.

To assess the uniformity of the strain distribution, which is the smallest deviation of the strain values among themselves in the section, the index of the unevenness of the deformation of the K_H is calculated on the basis of the above method using the formula (1):

$$K_H = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{max}} \quad (1)$$

where ε_i - is the strain value at the control point (for example, logarithmic deformation), mm;

ε_{max} - maximum strain in cross-section, mm.

The K_H index can take a value of no more than one, since it is the ratio of the strain values at the control points of the section to the maximum strain value in the section. It is necessary to take into account the fact that when the value of the index of strain irregularity of the K_H takes its maximum value throughout the section, which is equal to 1, this corresponds to a uniform strain (in this case, different points of the body that have the same strain value are related to each other - that is, we have a uniform strain). The smaller the value of the strain irregularity index of the K_H is from unity, the greater the strain irregularity. When some part of the metal is not subject to deformation, but falls into the section under consideration, the K_H takes its minimum value - $K_H = 0$.

To study the influence of the forming parameters on the workpiece curvature, the method of determining the product curvature is used. This method is based on comparing the absolute values of the center deviation in the control sections of the product from the center of the "main" section of the product located in the middle of the width of the deforming tool.

The coefficient that shows the degree of curvature of an element in terms of horizontal and vertical components is called the "curvature coefficient" (K_{curv}). It can take values from -1 to +1, as it is the ratio of the deviation in the current section to the maximum deviation from the product's central axis. The positive or negative sign of the indicator is determined by the displacement of the center of the control section along the axis to a positive or negative area relative to the "main" section.

The coefficient K_{curv} is calculated by the formula (2):

$$K_{curv} = \frac{h_{curv.i}}{h_{curv.max}} \quad (2)$$

where $h_{curv.i}$ - is the current value of the curvature in the section considered along the axis, mm;

$h_{curv.max}$ - maximum axial curvature of the product, mm.

3. Modeling. A 3D model of the mill with a moving die was recreated. The material of the bar is aluminum alloy AA 6603, the diameter of the bar is 42.4 mm.

The case is considered when the workpiece is fed, and the moving die performs vertical movements and rotations. The bar deformation is modeled according to a certain algorithm of the movable die movement and the bar feed rate.

The forming of the bar by means of a moving die was modeled in the Abaqus and Qform software packages.

To simulate the process of bending a rod using a moving die in Qform, the type of operation "Deformation", the type of task "3D", and the option "Unloading after operation" were selected to take into account springing. The bar blank is defined by parametric geometry, and the finite element mesh is of hexahedral type. The lubrication is mineral oil.

4. Modeling simulation results. As a result of modeling the deformation of a rod with a diameter of 42.4 mm (material - aluminum alloy AA 6603) in the Abaqus and Qform software systems, models with the same shape were obtained - Fig. 1

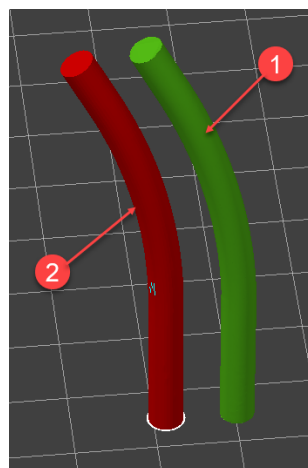


Fig. 1 - Results of modeling bar deformation in the Abaqus (1) and Qform (2) software packages

5. Analysis of deformation during free-form bending of the product. To analyze the volumetric unevenness of the distribution of deformation parameters, the final model of the product obtained after modeling the deformation of the bar using a moving matrix was divided into seven sections that are equidistant from each other - Fig. 2. Section I-I is located at the point of contact of the moving die with the workpiece, i.e., at the end of deformation. Section VII-VII at the beginning of deformation

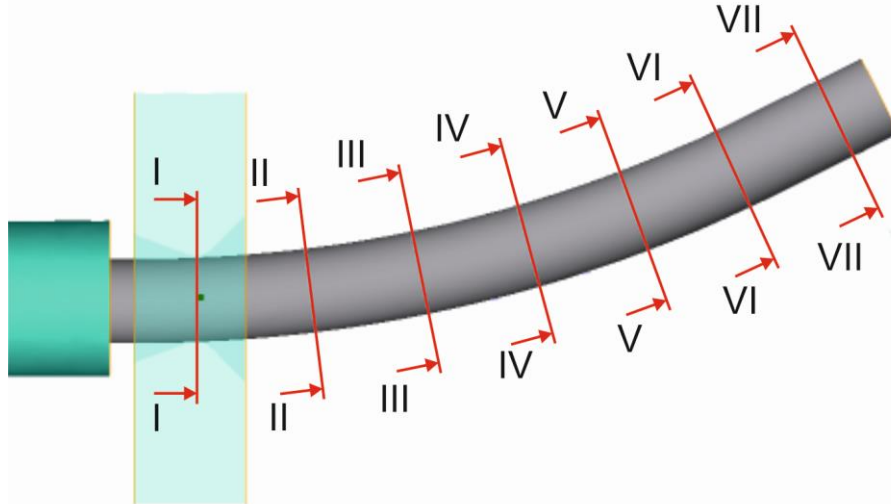


Fig. 2 - The final model of the product obtained after modeling the shape change of the rod using a moving matrix and divided into seven sections

Each section was analyzed, and the point with the maximum strain value (point 1_{max}) was determined. Then, relative to this point, four lines were drawn through the center of the section at an angle of 45° to each other (*A*, *B*, *C*, *D*). Each line was then divided into 7 control points, which were placed symmetrically to the point with the maximum value and symmetrically to the center of the section. For example, the distribution of plastic (logarithmic) strain along section II-II is shown in Fig. 3 (the coloring corresponds to the values of the plastic strain).

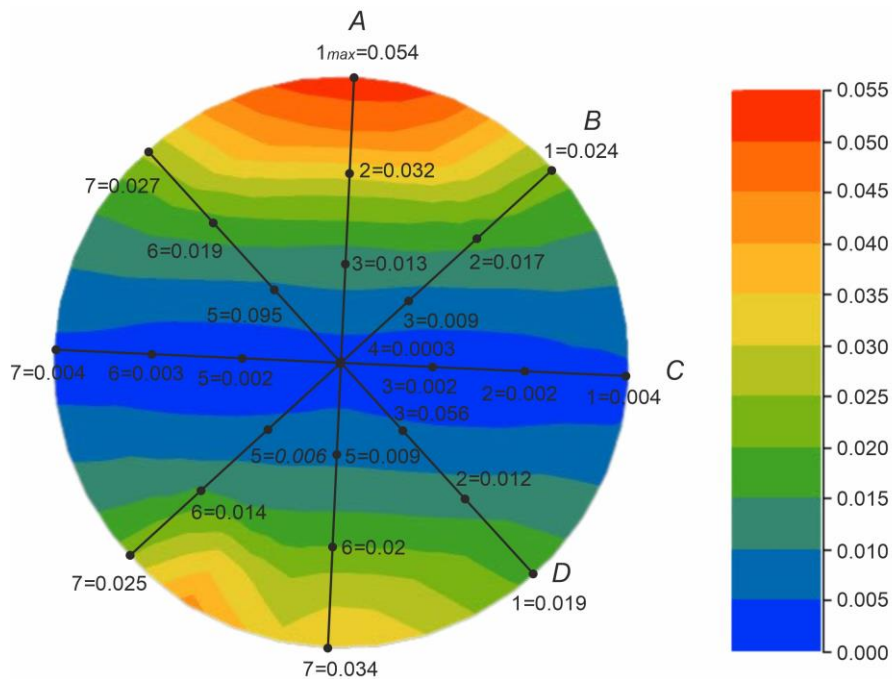


Fig. 3 - Distribution of plastic (logarithmic) strain along section II-II

Next, we plotted the distribution of the coefficient of unevenness of the deformation of the K_n along the lines *A*, *B*, *C*, *D* for each section (e.g., section II-II - Fig. 4).

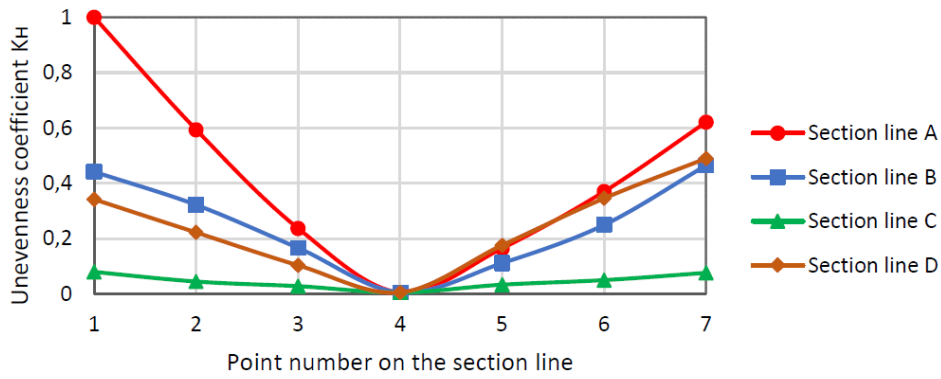


Fig. 4 - Distribution of the coefficient of unevenness of the K_H deformation along the lines A, B, C, D of section II-II

As a result of analyzing the uneven distribution of the workpiece deformation parameters in the moving die, it was found that there is a significant deformation unevenness, as shown by the distribution of the deformation unevenness coefficient in Fig. 4. It should be noted that the minimum strain is concentrated in the entire central zone of the workpiece, and the maximum strain is only on the bending side of the workpiece surface. At the same time, the value of the unevenness coefficient K_H along one of the cross-sectional lines (line A, Fig. 4) has a very significant difference in strain - from its maximum value on the surface $K_H=1$ to its minimum value $K_H=0$ in the center of the workpiece. This significant difference in strain distribution is due to the deformation pattern. Such a distribution of strain irregularity must be taken into account when deforming various materials, especially those that are most sensitive to significant strain irregularity and, as a result, to workpiece fracture. This can be corrected by selecting a rational deformation scheme for a particular material and the shape of the resulting product.

The curvature of the workpiece along its length was also displayed based on the K_{curv} coefficient (Fig. 5). Section VII-VII was chosen as the maximum curvature. The curvature in other sections was calculated relative to section VII-VII.

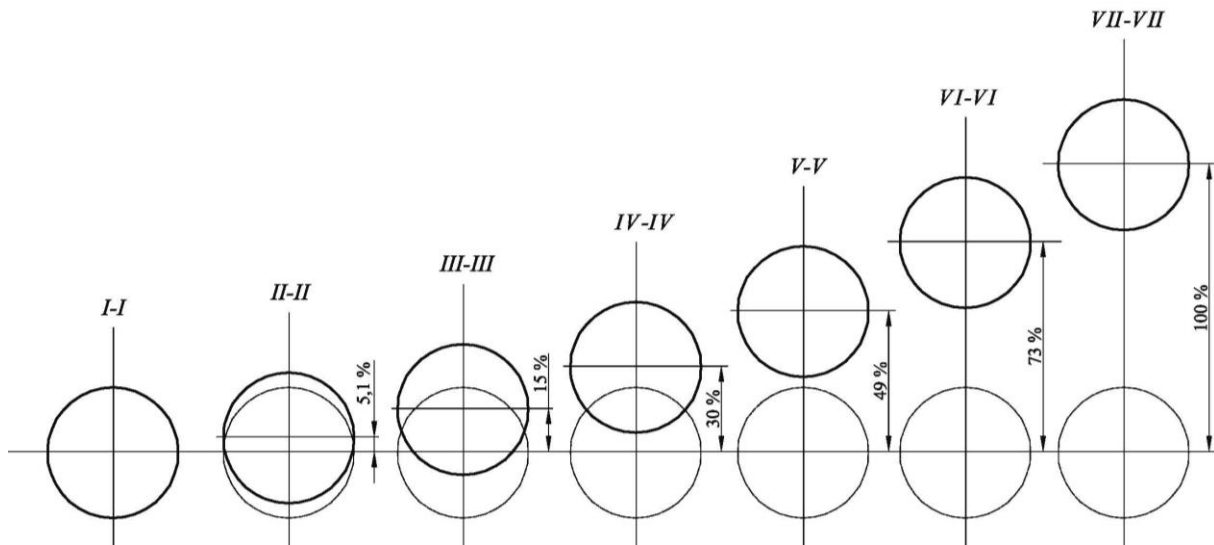


Fig. 5 - Workpiece curvature along the length

The analysis of the billet curvature during the deformation of the billet in the moving die showed that the billet remains in the same plane relative to the vertical axis during its deformation and there is no billet curvature in this direction, which corresponds to the required shape of the resulting product. In addition, the method used to analyze the billet curvature allows you to track and control the curvature of the billet in different directions relative to each of the selected axes and, if necessary, adjust the deformation mode.

Conclusions. In this work, a comparative analysis of the shape change of a rod when it is deformed in a moving matrix was carried out using the Abaqus and Qform software packages. It was found that the resulting product models in these software systems are identical in geometry.

We also analyzed the uneven distribution of deformation parameters and determined the curvature of the workpiece during deformation.

In the future, it is planned to analyze the uneven distribution of deformation parameters and determine the curvature of the pipe during deformation in a moving die. A wireless monitoring system can be used to control changes in the stress-strain state [15].

References (transliterated)

13. **Губський С.О., Чухліб В.Л., Біба М.В.** Моделювання формоутворення гнучого профілю зі змінним перерізом // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Сер. : Технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Харків : НТУ "ХПІ", 2022. – № 1 (5). – С. 80-84. [https://doi.org/10.20998/2079-004X.2022.1\(5\).11](https://doi.org/10.20998/2079-004X.2022.1(5).11)
14. **L.-O. I. Michael Lindgren** 3D roll-forming of hat-profile with variable depth and width / 1st International Congress on RollForming, RollFORM'09. – Bilbao, Spain, 2009.
15. **Greg G. Miller** Tube Forming Processes: A Comprehensive Guide // Society of Manufacturing Engineers, 2003. 385 p.
16. **Gantner P., Bauer H., Harrison D.K., Anjali K.M. De Silva** Free-Bending - a new bending technique in the hydroforming process chain. // J. Mater. Process. Technol. 167 (2-3), 2005.- p 302-308. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.052>
17. **Maier D., Stebner S., Ismail A., Dölz M., Lohmann B., Münstermann S., Volk W.** The influence of freeform bending process parameters on residual stresses for steel tubes // Advances in Industrial and Manufacturing Engineering, 2021. Volume 2 (100047). <https://doi.org/10.1016/j.aime.2021.100047>
18. **Gantner P., Harrison D. K., De Silva A. K., Bauer H.** The Development of a Simulation Model and the Determination of the Die Control Data for the Free-Bending Technique // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2007. Volume 221, Issue 2. – pp 163 – 171. <https://doi.org/10.1243/09544054JEM642>
19. **Murata M., Aoki Y.** Analysis of circular tube bending by MOS bending method // T. Altan Editor, Advanced Technology of Plasticity I, 1996. – pp 505-508.
20. **Li P., Wang L., Li M.** lexible-bending of profiles and tubes of continuous varying radii // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, volume 88. – pp 1669-1675. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8885-9>
21. **Beulich N., Craighero P., Volk W.** FEA Simulation of Free-Bending – a Preforming Step in the Hydroforming Process Chain // J. Phys. Conf. 896, 12063, 2017. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/896/1/012063>
22. **Werner M., Majer D., Scandola L., Volk W.** Motion profile calculation for freeform bending with moveable die based on tool parameters // Proceedings of the 24th International Conference on Material Forming. Ed. by ULi'ege Library, 2021. <https://doi.org/10.25518/esaform21.1879>
23. **Hagenah H., Vipavc D., Plettke R., Merklein M.** Numerical Model of Tube Freeform Bending by Three-Roll-Push-Bending // 2nd International Conference on Engineering Optimization. Lisbon, 2010.
24. **Lechner P., Scandola L., Maier M., Hartmann C., Lieb M.** Data-Based Global Control of the Part's Geometry During Free-Form Bending // International Conference on the Technology of Plasticity ICTP 2023: Proceedings of the 14th International Conference on the Technology of Plasticity - Current Trends in the Technology of Plasticity, 2023. – pp 36-47.
25. **Чухліб В. Л., Клемшов Є. С., Гринкевич В. О., Дія Х.** Дослідження впливу параметрів процесу попереднього осаджування на нерівномірність розподілення деформацій в метали при протягуванні заготовок з титанового сплаву // Вісник НТУ «КПІ». 2016. №1 (76). С. 147-155.
26. **Чухліб В. Л., Клемшов Є. С., Гринкевич В. О., Дія Х.** Дослідження напружено-деформованого стану при протяжці титанового сплаву з метою оптимізації параметрів кування // Вісник НТУ «ХПІ». 2015. №24. С. 159-166.
27. **Sergienko N., Hubskeyi S., Pavlova N., Turchyn O., Hasiuk O., Židek K.** (2023). Obstacle-Resistant Wireless Strain Gauge Complex for Automated Monitoring of the Steel Structures Condition. In: Balog, M., Iakovets, A., Hrehova, S. (eds) EAI International Conference on Automation and Control in Theory and Practice . EAI ARTEP 2023. EAI/Springer Innovations in Communication and Computing. Springer, Cham, 2023 https://doi.org/10.1007/978-3-031-31967-9_2

Поступила (received) 10.12.2023

Chukhlib Vitaliy – Doctor of Engineering Sciences, Professor, Head of the Department of Computer Modeling and Integrated Forming Technologies, National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute”, Kharkiv, Ukraine; ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6176-0917>; mob.: (095) 792-55-92; e-mail: profdnepro@gmail.com.

Volk Wolfram – prof. Dr.-Ing., Ordinarius, Technical University of Munich, Chair of Metal Forming and Casting (utg).

Lechner Philipp – Assistant Professor, University of Augsburg, Professorship of Data-driven Materials Processing (DDMP).

Scandola Lorenzo – Research Associate, Technical University of Munich, Chair of Metal Forming and Casting (utg).

Hubskeyi Serhii – PhD, Associate Professor at the Department of Computer Modeling and Integrated Forming Technologies, National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute”, Kharkiv, Ukraine; ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-7797-9139>; mob.: (066) 219-20-50; e-mail: gubskeyso@gmail.com.

Biba Mykola – PhD, Head of MICAS Simulations Ltd; Oxford, United Kingdom; e-mail: nick@qform.com.

Schukraft Joël – Dr.-Ing., University of Augsburg, group leader “Processes” Hybrid Composite Materials.

ЯКОВЕНКО І.Е., ЛИННИК О.І., ПЕРМЯКОВ О.А., БАСОВА Є.В.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ІННОВАЦІЇ ЯК ЗАСІБ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ КОНКУРЕНТНОЇ ПЕРЕВАГИ МІКРО, МАЛИХ І СЕРЕДНІХ МАШИНОБУДІВНИХ ПІДПРИЄМСТВ

Анотація. Досліджено стан, динаміку та тенденції розвитку машинобудівної галузі промисловості України. Визначено характер та особливості технологічної складової інноваційного розвитку галузі, досліджені поточний стан та динаміка інноваційного розвитку машинобудування. Це дозволило, із урахуванням обох складових, виявити проблемні зони технологічного інноваційного розвитку машинобудування України. В рамках дослідження розглянуті особливості функціонування мікро, малих та середніх машинобудівних підприємств (ММСП) щодо впровадження у виробничий процес технологічних інновацій і набуття ними конкурентних переваг. Зазначено, що інноваційна діяльність ММСП є одним з головних факторів економічного зростання країни та забезпечення, в умовах ринкової конкуренції, її стійкого економічного і соціального розвитку. Розглянуто теоретичні засади, стан інноваційних процесів та їх вплив на формування інноваційної активності промислових підприємств. Зазначено, що інноваційні технології є ключовим фактором успіху сучасного бізнесу, їх впровадження дозволяє підприємствам підтримувати конкурентоспроможність, залучати та утримувати клієнтів, а також - стимулювати їхній розвиток та зростання. Зазначено, що Четверта промислова революція («Індустрія 4.0») проявляється в мінімізації втручання людини у виробництво, коли різні системи поєднуються між собою, обмінюються даними і автоматизується процес прийняття рішень. Виявлено, що, під час повномасштабної війни, що триває в Україні, роль ММСП в економіці помітно зростає. Мікро, малі та середні підприємства почали виробляти машинобудівну продукцію військового призначення в рамках оборонного заказу. В ході дослідження були проаналізовані статистичні дані функціонування машинобудівних підприємств України протягом останніх 10-12 років, встановлені основні закономірності їх зміни, визначені основні чинники, що вплинули на цей процес. Запропоновані шляхи щодо зниження негативного впливу цих факторів на розвиток ММСП машинобудівної галузі промисловості, надані рекомендації щодо впровадження технологічних інновацій та інших складових «Індустрії 4.0» у процеси автоматизації виробничих процесів на машинобудівних ММСП України з метою отримання ними певних конкурентних переваг.

Ключові слова: машинобудування; технологічні інновації; конкурентоспроможність; промислова революція; мікро, малі та середні підприємства, автоматизація виробничих процесів

YAKOVENKO I., PERMYAKOV O., LYNNYK O., BASOVA Ye.

TECHNOLOGICAL INNOVATIONS AS A MEANS OF ENSURING THE COMPETITIVE ADVANTAGE OF MICRO, SMALL AND MEDIUM MACHINE-BUILDING ENTERPRISES

Abstract. The state, dynamics and development trends of the machine-building industry of Ukraine were studied. The nature and features of the technological component of the innovative development of the industry are determined, the current state and dynamics of the innovative development of mechanical engineering are investigated. This made it possible, taking into account both components, to identify problem areas of the technological innovation development of the mechanical engineering of Ukraine. Within the framework of the study, the peculiarities of the functioning of micro, small and medium-sized machine-building enterprises (MSMEs) regarding the introduction of technological innovations into the production process and their acquisition of competitive advantages are considered. It is noted that the innovative activity of MSMEs is one of the main factors of the country's economic growth and ensuring, in the conditions of market competition, its sustainable economic and social development. The theoretical foundations, the state of innovation processes and their influence on the formation of innovative activity of industrial enterprises are considered. It is noted that innovative technologies are a key factor in the success of modern business, their implementation allows enterprises to maintain competitiveness, attract and retain customers, as well as stimulate their development and growth. It is noted that the Fourth Industrial Revolution ("Industry 4.0") manifests itself in the minimization of human intervention in production, when various systems are combined with each other, data is exchanged and the decision-making process is automated. It was found that, during the full-scale war ongoing in Ukraine, the role of MSMEs in the economy has increased significantly. Micro, small and medium-sized enterprises began to produce machine-building products for military purposes within the framework of a defense order. In the course of the study, statistical data on the functioning of machine-building enterprises of Ukraine during the last 10-12 years were analyzed, the main regularities of their changes were established, and the main factors that influenced this process were determined. Proposed ways to reduce the negative impact of these factors on the development of MSMEs in the machine-building industry, recommendations for the introduction of technological innovations and other components of "Industry 4.0" into the processes of automation of production processes at machine-building MSMEs of Ukraine in order to obtain certain competitive advantages.

Keywords: mechanical engineering; technological innovations; competitiveness; industrial revolution; micro, small and medium enterprises, automation of production processes

Вступ.

Інноваційний розвиток є основним джерелом підвищення продуктивності та конкурентоспроможності підприємств, продукції, створення нових галузей та розширення можливостей для появи нових продуктів і технологій. Інноваційні технології в сучасному бізнесі не просто важливі, вони є життєво необхідними для досягнення успіху та забезпечення конкурентних переваг підприємств у цифрову епоху.

Промислове виробництво та пов'язані з ним інженерні, технологічні і наукові розробки залишаються важливим напрямом розвитку інженерної думки, починаючи з 1784 р., коли виникли перші механізми, що полегшили працю працівників і закінчуючи сучасним етапом розвитку, коли у всіх сферах виробництва все частіше використовується штучний інтелект. Це, зрештою, визначило розвиток суспільства на технологічному та економічному рівні і сприяло досягненню існуючого рівня життя. Відомо, що у світі було чотири промислові революції, які спричинили значний ривок в економічних і суспільних стосунках. Перша революція почалася з винайдення парового двигуна. Людство перейшло з ручної до механічної праці. З'являється промислове виробництво. Друга революція - це винайдення електрики, електродвигуна, телефону. З'являється конвеєрне виробництво, змінюються способи зв'язку. Третя революція - цифрова. Перехід від аналогових пристроїв до цифрових. Поява ІТ, автоматизації. Четверта промислова революція відбувається прямо зараз. Вона проявляється в мінімізації втручання людини у виробництво. Це пов'язано, насамперед, з розвитком нових наукових напрямів, підвищенням рівня «діджиталізації» суспільства, впровадженням технологічних інновацій згідно з концепцією «Індустрія 4.0» та використанням сучасних технологій автоматизації всіх етапів

виробничого процесу, починаючи від процесу створення продукту та закінчуючи постпродажним обслуговуванням та утилізацією (CAD/CAM/CAE, CRM, ERP, IoT, CALS та ін.). Тому, щоб відповідати сучасним вимогам продуктивності, безпеки, якості, стійкості та, зрештою, конкурентоспроможності, підприємствам необхідно замінювати усталені традиційні практики, процеси та методи (багато в чому ще з пострадянських часів масового виробництва) сучасними, передовими, наукомісткими версіями. Це вимагає певних, а, в більшості випадків, і досить значних інвестицій, тому дослідження, розробки та інновації в цій галузі є актуальними та важливими напрямками інвестицій. Особливо це стосується гнучких виробництв мікро, малих та середніх підприємств (ММСП), які мають обмежені фінансові ресурси та технічні можливості. На тлі повномасштабної війни, що триває в Україні, роль ММСП в економіці країни помітно зросла, зараз ці підприємства виробляють значну частку продукції машинобудування, у тому числі, за держзамовленням на потреби збройних сил України. ММСП характеризуються швидкою окупністю витрат, мають здатність швидко реагувати на запити споживачів, більш динамічно та оперативніше розвиватися, орієнтуючись на інновації; для них спрощуються умови відкриття, припинення діяльності, а також ведення бухгалтерського обліку; вони мають раціональну кадрову структуру, що передбачає суміщення професій та обов'язків та відсутність бюрократії.

Якщо успішність країни в економічному відношенні оцінюється загальним рівнем промислового виробництва (термін «промислово розвинені країни»), то машинобудування, як одна з найбільш впливових в економічному плані галузей промислового виробництва, що забезпечує інші галузі необхідним асортиментом машин, обладнання, відповідними технологіями і визначає рівень інших галузей промисловості, є, з одного боку, найбільш масовим споживачем наукомістких технологій, з другого основним споживачем інвестицій і двигуном науково-технічного прогресу. У ВВП промислово розвинених країнах машинобудування займає гідне місце. Так, в 2019 році частка машинобудування у ВВП промислового виробництва Німеччини досягла 48,4%, у Франції – 29,8%, в Італії – 28,9%, а у Польщі – 25,5% [1, 2]. Це стосується не тільки технологічних аспектів виробництва, але й створення нових бізнес-моделей на основі автоматизації найбільш трудомістких етапів і всього виробничого циклу підприємства, включаючи допоміжні служби та відділи.

Проблеми інноваційного технологічного розвитку підприємств досліджували відомі вітчизняні науковці Геєць В.М., Горбулін В.П., Федулова Л.І., Собкевич О.В., Шевченко А.В., Сухоруков А.І., Белашов Є.В., Стеченко Д.М., Юхновський І.В. та ін. Проте, питання специфіки та характеру використання технологічної складової в інноваційному розвитку машинобудування у науковій літературі висвітлено не в повній мірі.

Мета дослідження.

Метою даної роботи є дослідження існуючих та прогнозування майбутніх тенденцій розвитку мікро, малих та середніх машинобудівних підприємств в Україні щодо впровадження у виробничий процес технологічних інновацій і набуття ними конкурентних переваг в умовах четвертої промислової революції.

Постановка завдання.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі завдання:

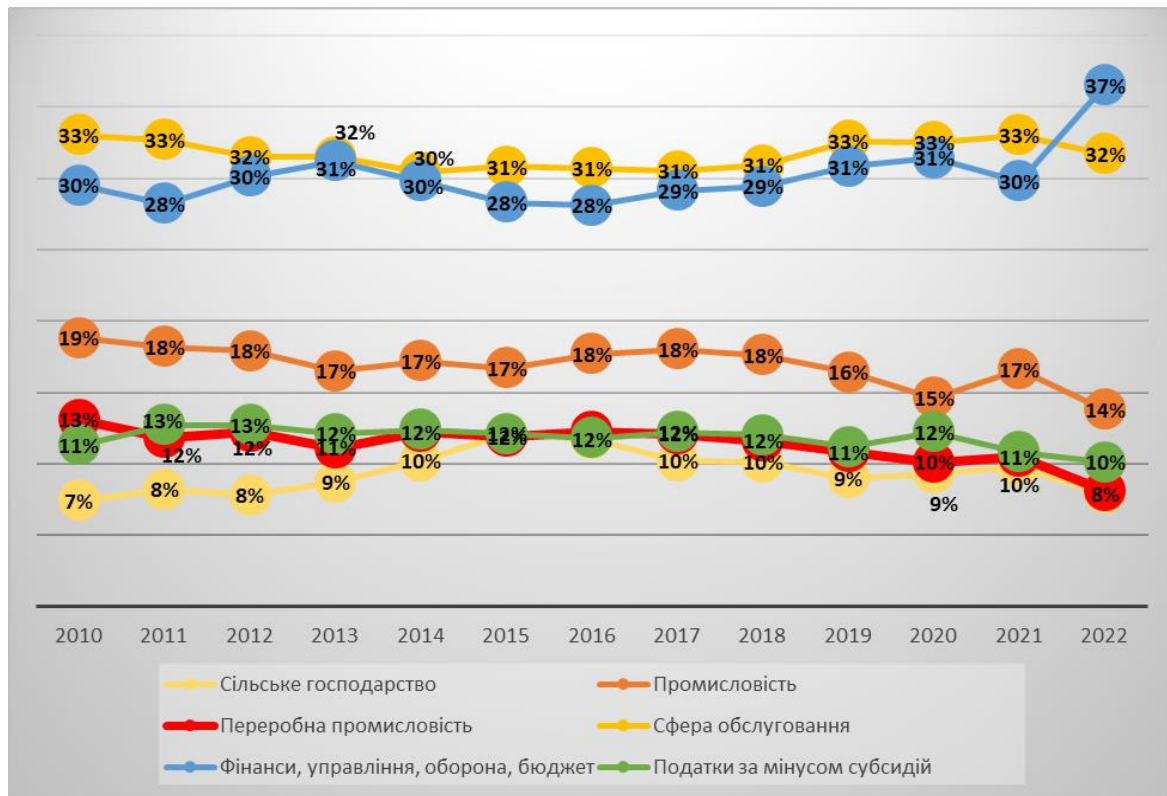
- проаналізувати статистичні дані функціонування машинобудівних підприємств України протягом останніх 10-12 років та встановити основні закономірності їх зміни;
- встановити основні чинники, що впливають на зміну статистичних показників;
- запропонувати рекомендації щодо зниження негативного впливу цих факторів на розвиток ММСП машинобудівної галузі;
- запропонувати рекомендації щодо впровадження технологічних інновацій та інших складових «Індустрії 4.0» у процеси автоматизації виробничих процесів на машинобудівних ММСП України з метою отримання ними певних конкурентних переваг.

Виклад основного матеріалу.

Технологічні інновації – це нові технології виробництва традиційних, удосконалених чи принципово нових продуктів, упровадження інформаційних систем, нових джерел енергії. Впровадження цих технологій допомагає оптимізувати бізнес-процеси, підвищувати ефективність роботи, покращувати взаємодію з клієнтами та співробітниками, а також знижувати витрати та ризики. Зважаючи на необхідність скорішої інтеграції України у Європейське господарство, проблема підвищення конкурентоспроможності вітчизняних підприємств набуває все більшого значення. Саме тому вже багато років йде мова про необхідність переходу країни до інноваційної моделі розвитку економіки. Технологічні інновації – це зміни, перш за все, у засобах і методах організації виробництва. Розглянемо, як змінювалась структура ВВП України та, окремо, її вкрай важливий елемент – промислове виробництво.

Так склалося, що в Україні, на відміну від промислово розвинених країн, частка промислового виробництва у ВВП поступово знижується [3,4,5]. За останні 13 років вона знизилася з 12% у 2010 році до 8% у 2022 році (рис.1). Перше зниження (2012-2013 рр.) пов'язане із наслідками світової кризи, яка саме в ці роки досягла України. Подальше зниження цього показника відбулося в 2014-2015 роках, коли промислово розвинені райони сходу України були окуповані РФ, частина промислових підприємств вийшла з-під юрисдикції України, а інша частина була перенесена в більш-менш небезпечні регіони України. Це, безпосередньо, вплинуло на обсяги виробництва і реалізації продуктів та послуг. В наступні роки (2015-2019), з розвитком та адаптацією цих підприємств, в Україні спостерігалася стабілізація та зростання промислового

виробництва - його частка у структурі ВВП країни зростала. Третє зниження цього показника було викликано епідемією COVID та пов'язаною з цим світовою економічною кризою. Максимальне падіння частки промисловості у ВВП України у 2022 році пов'язане з широкомасштабною агресією Росії, в результаті якої була окупована територія південного сходу України, де були розміщені потужні промислові та енергетичні підприємства. В той же час, бойові дії з оборони нашої країни змінили структуру ВВП - з'явилася тенденція суттєвого збільшення у ВВП частки доходів від підприємств оборонної промисловості (з 5,7% у 2021 році до 20,3% у 2022, тобто, маємо зріст - майже у 4 рази). В той же час інші галузі економіки свою частку у ВВП значно скоротили.



Рисунки 1 – Частка різних галузей у структурі ВВП України за роками

Якщо розглядати світові тенденції розвитку економіки за останні 15-25 років, то сучасні умови та ідеологія розвитку промислового виробництва все більше орієнтується на постійне скорочення життєвого циклу виробів, в основному, за рахунок їх морального зношування та загострення конкурентної боротьби на ринку. Цей факт виводить на перші ролі в машинобудуванні, там, де це можливо, підприємства дрібносерійного та серійного виробництва з високим ступенем гнучкості. Для таких підприємств характерно досить швидке впровадження інноваційних автоматизованих технологій і методів управління підприємством, спеціалізації робочих місць, (що призводить до скорочення часу виконання допоміжних та невиробничих операцій), і, зрештою - до зниження собівартості продукції та підвищення конкурентоспроможності підприємства [6].

Досвід багатьох країн світу показує, що невід'ємним елементом інноваційного середовища є саме малий бізнес, тому його слід розглядати як драйвер економічного зростання країни. Відомо, що мікро, малий і середній бізнес має значні конкурентні переваги порівняно з великим бізнесом, а саме: їх продукція та послуги є більш якісними і не потребують значних капіталовкладень; мікро, малі та середні підприємства (ММСП) характеризуються швидкою окупністю витрат, вони мають здатність швидко реагувати на запити споживачів, більш динамічно та оперативно розвиватися, орієнтуючись на інновації. Малий та середній бізнес у розвинених країнах світу охоплює до 90% всіх працюючих у сфері послуг, а вироблена ним частка загального національного продукту складає 30-60%. Вважається, що ММСП є також промисловою базою розвинених економік. Так, у ЄС частка ММСП становить 99% усіх підприємств, вони забезпечують 65 млн. осіб робочими місцями (наприклад, у німецьких МСП працює 68,3% усіх працівників цієї країни, які підлягають соціальному страхуванню) [2].

Мікро та малі підприємства складають у ЄС переважну більшість: від 97% в Німеччині, 95% в Швейцарії до 98% і вище в інших державах. Ці підприємства забезпечують від 40% до 60% загальної зайнятості.

Для суб'єктів мікро, малого і середнього бізнесу у багатьох країнах існують спеціальні законодавчі норми, які створюють оптимальні умови для їх відкриття, підтримки та розвитку, а також – для ефективного контролю за сплатою податків.

Під час проведення статистичних досліджень необхідно, насамперед, визначитися з поняттями «мікропідприємство», «мале підприємство» та «середнє підприємство». Категорії підприємств розрізняються залежно від таких критеріїв, як балансова вартість активів, чистий дохід від реалізації продукції за рік та середня кількість працівників [6]. Щоб підпадати під конкретну категорію, компанія повинна відповідати принаймні двом із таких критеріїв, незалежно від форми власності та системи оподаткування. Існує деяка розбіжність до підходу до класифікації ММСП у Господарському кодексі України № 436-IV [7] та у законі «Про бухгалтерський облік та фінансову звітність в Україні» [8] (табл. 1).

Таблиця 1 - Критерії класифікації типів підприємств

Критерій	Стаття 55 ГКУ				Стаття 2 Закону про бухгалтерський облік			
	Тип підприємства				Тип підприємства			
	Мікро	Мале	Середнє	Велике	Мікро	Мале	Середнє	Велике
Середня кількість працівників, осіб	До 10	11÷50	51÷249	≥250	До 10	11÷50	51÷249	≥250
Чистий дохід від реалізації продукції за рік, млн. євро	До 2	2÷10	10÷50	>50	До 0,7	0,7÷8	8÷40	>40
Балансова вартість активів, млн. євро	-	-	-	-	0,35	0,35÷4	4÷20	>20

Державне управління статистики при формуванні масивів даних спирається на [7], тому в подальшому аналізі ми спиратимемося саме на цей показник приналежності підприємств до певної групи [9,10,11]. Оскільки в дослідженні ми розглядаємо показники ММСП загалом, то похибка приналежності підприємств до тієї чи іншої групи при граничних значеннях не вплине на результат досліджень.

Вочевидь, сектор ММСП відіграє важливу роль також і в економіці України [12,13]. Якщо проаналізувати динаміку зростання кількості ММСП в Україні (у тому числі, зареєстрованих, як ФОП) по всіх галузях (рис. 2), то можна дослідити, що наведений графік частково повторює графік частки різних галузей у ВВП України (рис. 1), оскільки саме кількість підприємств, що працюють, та їх ефективність визначає наповнення бюджету країни. Тому розглянуті вище причини скорочення ВВП багато в чому пов'язані з кількістю активних підприємств в економіці країни. Проте показовим теж є аналіз не кількості підприємств, як таке, а кількості зайнятих працівників (рис. 3).

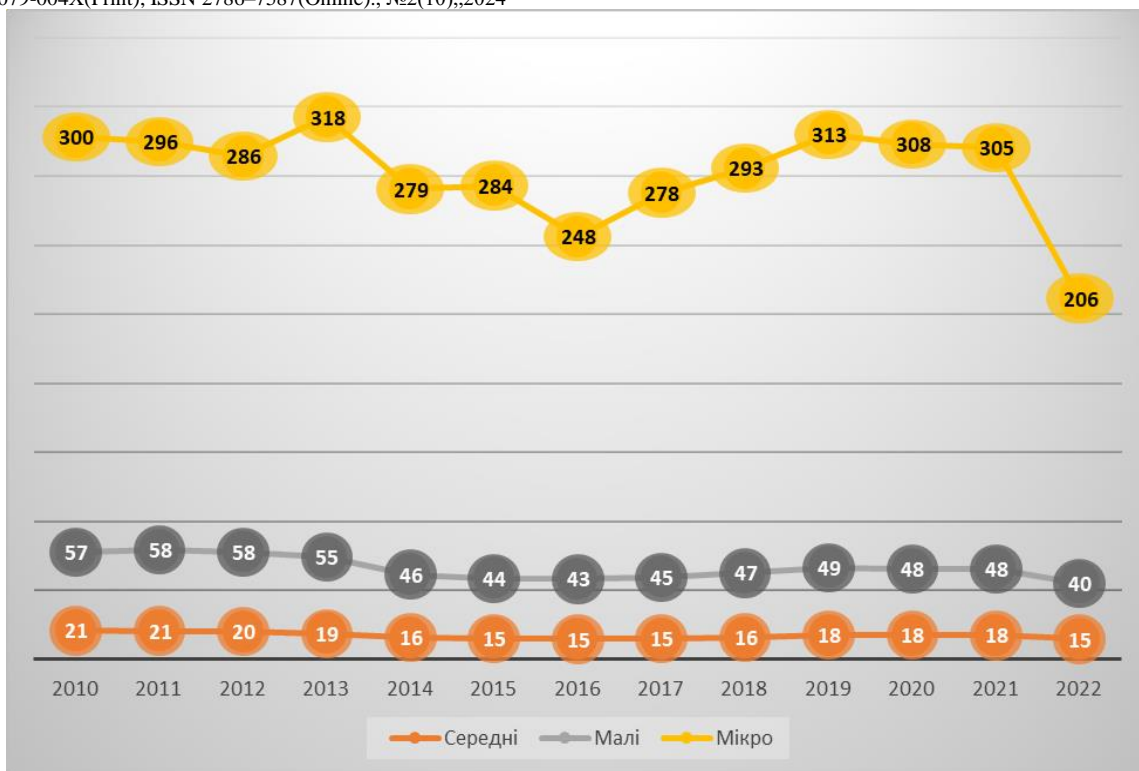


Рисунок 2 - Динаміка змін кількості підприємств по роках у тис. одиниць

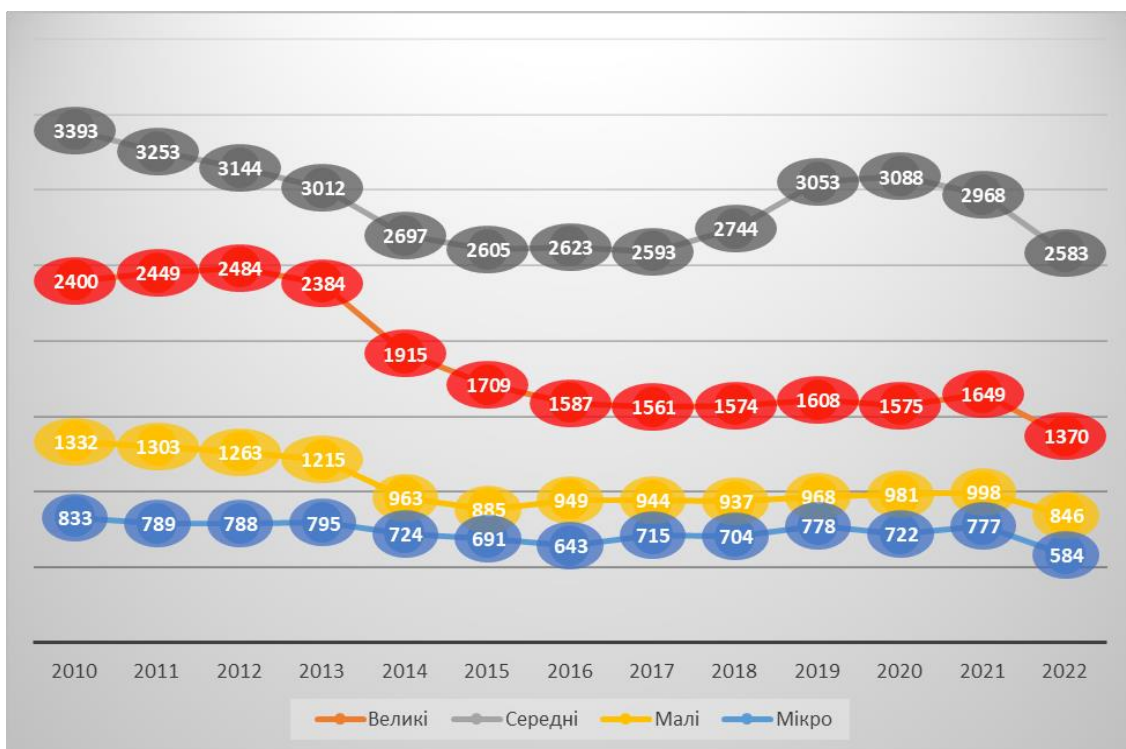


Рисунок 3 - Кількість зайнятих робітників підприємств за роками (тис. осіб)

Незважаючи на те, що кількість зайнятих працівників постійно знижується, з різних причин (у тому числі й розглянутих раніше), працевлаштування працівників ММСП в економіці у відсотковому відношенні постійно зростає. Так, у 2010 році було працевлаштоване близько 78% населення, а у 2022 році - вже близько 82%. У промисловості ці показники дещо нижчі (рис. 4), але крива зростання частки працевлаштованого населення в промисловому секторі ММСП дещо крутіше (57% у 2010 році та 68% у 2022), незважаючи на те, що реальна кількість працівників у промислових галузях знизилася з 3292тис. у 2010 році до 2167 тис. в 2021 (дані по 2022 до уваги не бралися у зв'язку з російською агресією, окупацією територій і збільшеної кількості переміщених осіб) [14,15,16]. Аналогічна картина спостерігається й у машинобудівній галузі.

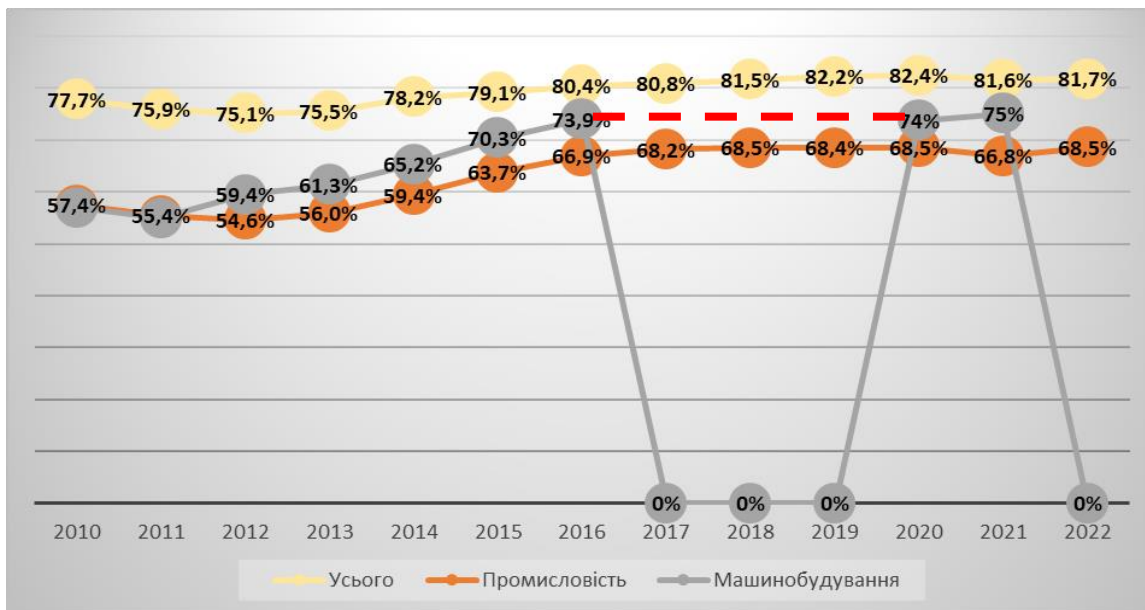


Рисунок 4 – Частка зайнятих виробників ММСП у галузях України за роками [14]

У представлених на рисунку 4 графіках випадають результати 2017-2019, 2022 років у зв'язку з відсутністю статистичних даних згідно із Законом України «Про офіційну статистику» щодо забезпечення гарантій статистичної конфіденційності [11]. Однак, якщо екстраполювати дані аналогічно загальним тенденціям промисловості (червона штрихова лінія), то є досить стабільне, хоч і незначне, зростання питомої кількості працівників, які зайняті в ММСП, навіть, незважаючи на окупацію окремих територій.

Загальну кількість суб'єктів господарювання у промисловому секторі ММСП представлено на рисунку 5 [12,13]. На рисунку 5 спостерігається незначне зменшення чисельності суб'єктів господарювання у 2011-2012 роках, що пов'язано, з одного боку, зі світовою економічною кризою, яка досягла України, а, з іншого, деякими змінами в системі оподаткування. Надалі спостерігається стабілізація відносної чисельності ММСП аж до 2020 року, коли епідемія COVID, а потім, і російська агресія призвели до скорочення ММСП у промисловості до 102,3 тис. суб'єктів господарювання. У машинобудівній галузі зниження кількості суб'єктів виражено достатньо помітно (рис. 6).

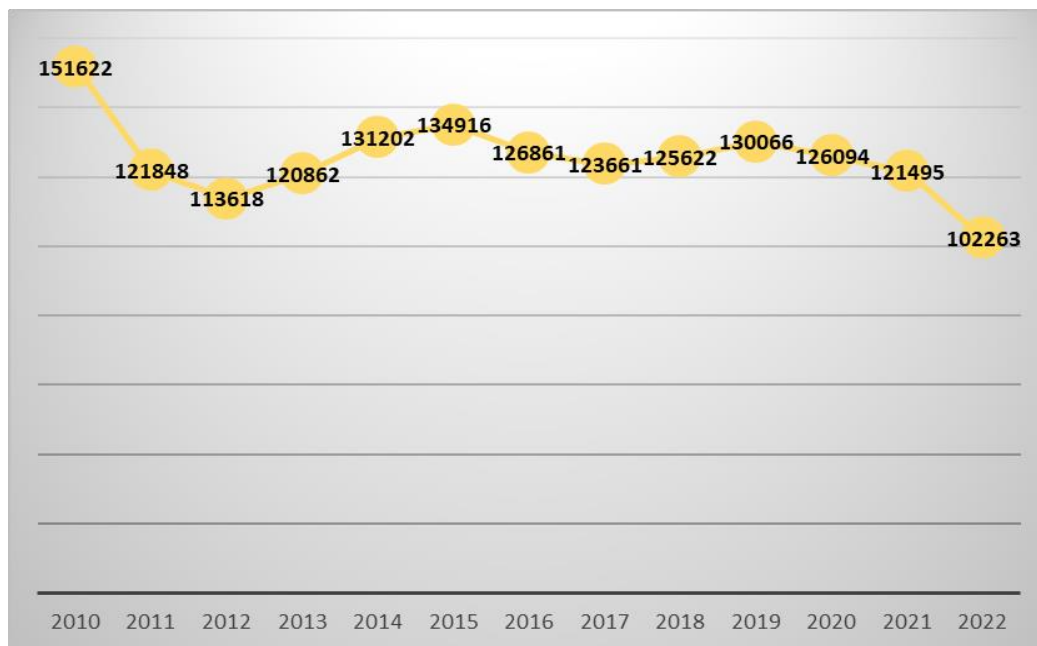


Рисунок 5 - Кількість суб'єктів господарювання у секторі ММСП [12,13]

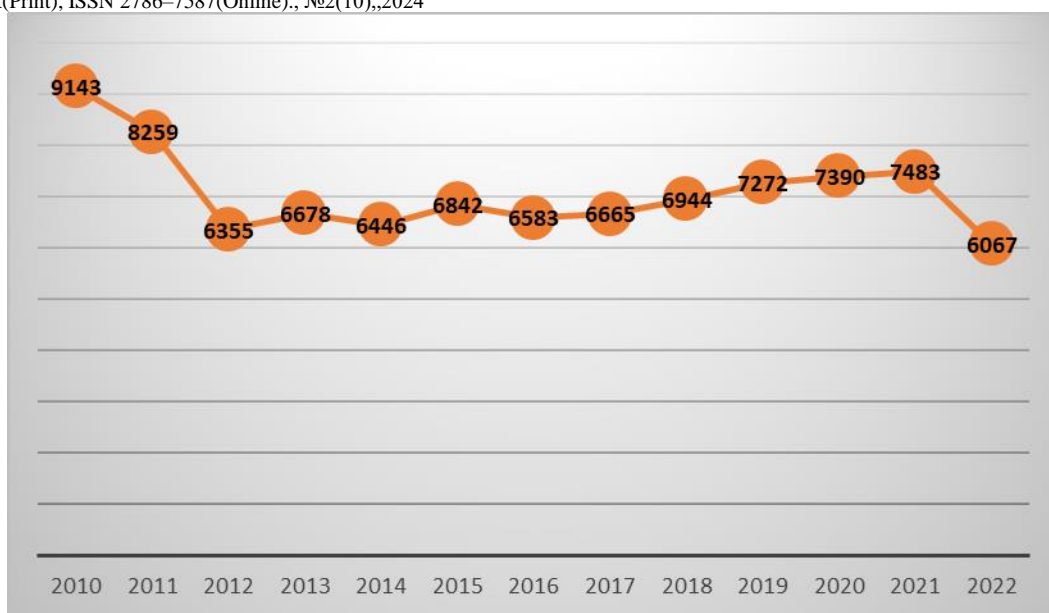


Рисунок 6 - Кількість суб'єктів господарювання ММСП у машинобудівному секторі

Це зумовлено тим, що машинобудування швидше реагує на зовнішні фактори порівняно з видобувними галузями промисловості, галузями хімічної промисловості та первинної переробки сировини, які становлять біля 90% від усіх промислових ММСП.

Якщо у 2022 р. кількість суб'єктів господарювання ММСП у машинобудівному секторі різко зменшилась, то вже у 2023 році їх кількість почала зростати. За словами міністра з питань стратегічних галузей промисловості України Олександра Камишина [17], спроможності економіки тільки за 2023 рік, у порівнянні з попереднім роком, зросли у 6 разів. Це зумовлено тим, що багато машинобудівних ММСП в умовах війни приймають участь у виконанні державних оборонних замовлень. Вони працюють над конструюванням, ремонтом, виробництвом та обслуговуванням технічних засобів для потреб ЗСУ. ММСП, завдяки зменшенню бюрократичних перешкод і впровадженню у виробництво технологічних інновацій, здатні швидко налаштуватися на виконання важливих для оборони країни завдань.

ММСП генерують близько 60-66% обсягу доходів країни за останні 10 років з тенденцією незначного зростання [18,19,20], причому, у промислових галузях взагалі та у машинобудуванні, зокрема, спостерігається більш високе зростання участі ММСП у доходах країни (рис. 7).



Рисунок 7 - Частка реалізованої продукції по галузям промисловості України, млн. грн.

Це пояснюється світовими тенденціями скорочення масового виробництва, перебудови суб'єктів промисловості на швидке реагування змін та динаміку ринку, остаточне відмирання підприємств промислових монстрів пострадянського часу.

Якщо розглядати обсяг реалізації продукції та послуг у натуральному обчисленні [20,21] у млн. грн., то спостерігається неухильне зростання обсягу реалізації (рис. 8).

Однак такий підхід не враховує стрибки курсу валют у періоди форс-мажорних обставин та неухильне зростання курсу у звичайний період розвитку економіки країни. Тому для об'єктивної оцінки обсягів реалізації продукції статистичні дані по роках були нами наведені в ціні європейської валюти відповідно до курсів, які встановлював Національний банк України (рис. 9, 10).



Рисунок 8 - Обсяг реалізованої продукції за типами підприємств, млрд. грн.

Як видно з рисунків 9, 10 у валютному обчисленні спостерігаються спади в обсягах реалізованої продукції абсолютно за всіма типами виробництва, які відповідають форс-мажорним обставинам у світовій економіці і, відповідно, в економіці України.

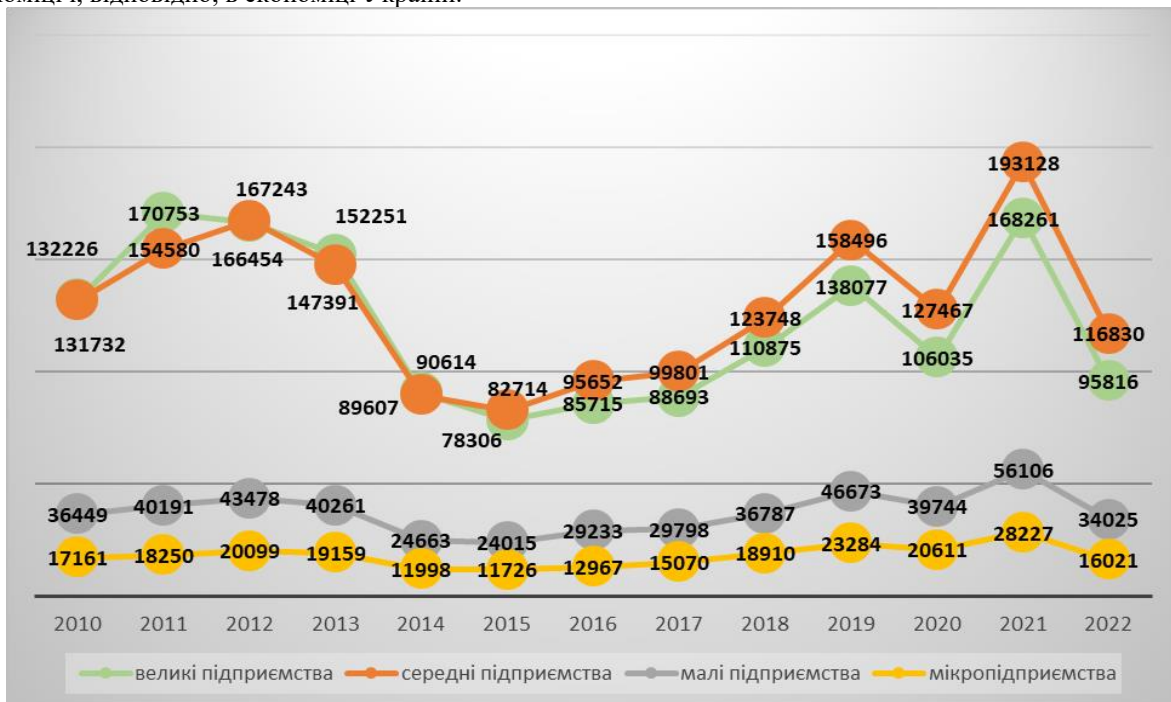


Рисунок 9 - Обсяг реалізованої продукції за типами підприємств (2010-2022), у млн. євро

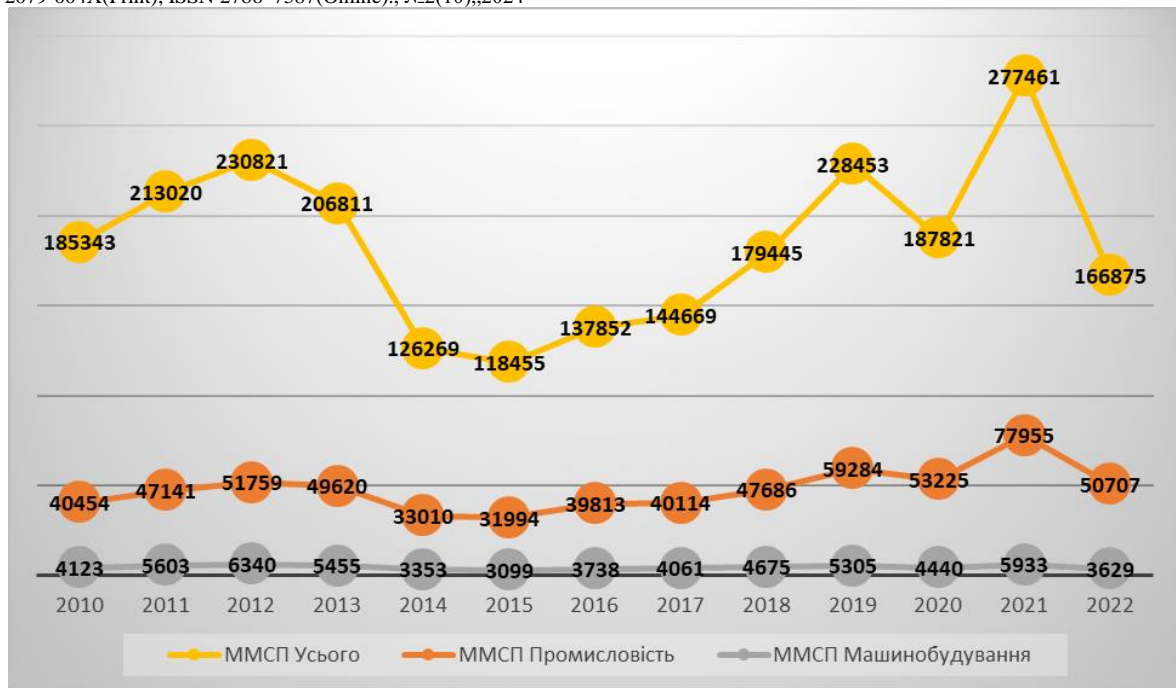


Рисунок 10 - Обсяг реалізованої продукції ММСП та за видами економічної діяльності, у млн. євро

Перше зниження обсягу реалізації у 2014-2015рр. пов'язано з початком російської агресії, окупацією територій на Донбасі та в Криму, переїзд низки підприємств із промислових районів Донбасу до центральної та західної частини країни і, що особливо важливо, різке скорочення експорту в країну агресора та переорієнтування багатьох підприємств на випуск експортної продукції за Європейськими стандартами, що вимагало додаткових інвестицій та часу на розбудову виробництва. Далі спостерігається відновлення економіки, проте у 2019-2020рр. епідемія COVID-19 спричинила порушення економічних зв'язків як у країні, так і із зарубіжними партнерами, що призвело до наступного спаду економіки. А 2022р. – повномасштабна війна проти України, яка ще більше посилює негативні тенденції, розглянуті вище. Особливо це стосується промислових ММСП, які випускали різні комплектуючі для складальних заводів та ремонтних виробництв у Росії, тому що рівень внутрішньосоюзової кооперації машинобудівних підприємств був досить високий і після розпаду Радянського Союзу частина технологій та підприємств залишилася у промислово розвинених регіонах України. Причому кооперація підприємств зберігалася досить довго, тому що не потрібно інвестицій у модернізацію та розвиток, тому що ринок збуту продукції був стабільний і досить великий.

Такі ж спади спостерігаються й у реалізації продукції протягом року на одного працюючого (рис. 11). Однак вони виражені не так різко.

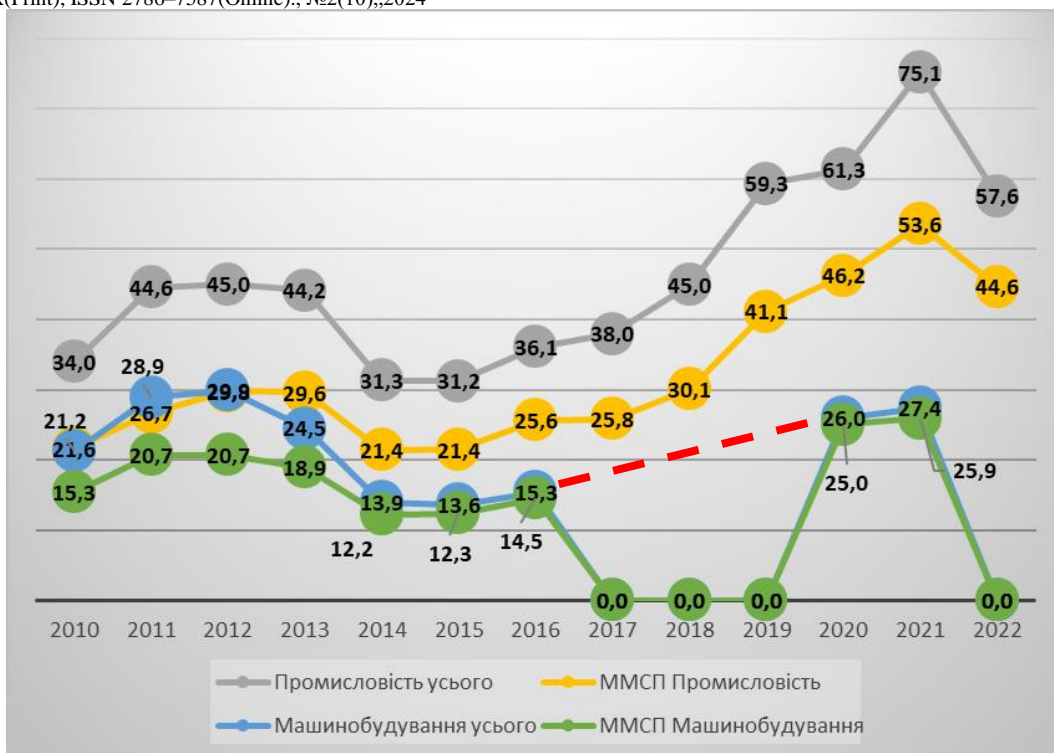


Рисунок 11 - Обсяг реалізованої продукції на одного працівника в промисловості і машинобудуванні взагалі та у ММСП за роками, тис. євро.

Однак тут необхідно відзначити той факт, що тенденції неухильного зростання обсягу продукції, що випускається на одного працівника, говорять про підвищення ефективності виробництва за рахунок різних факторів - від галузі, продукції, що випускається, від типу підприємства тощо.

Проте, загальні тенденції розвитку ММСП машинобудівної галузі можна визначити на підставі агрегованих статистичних даних щодо ступеня використання наукомістких технологій [21] (рис. 12).

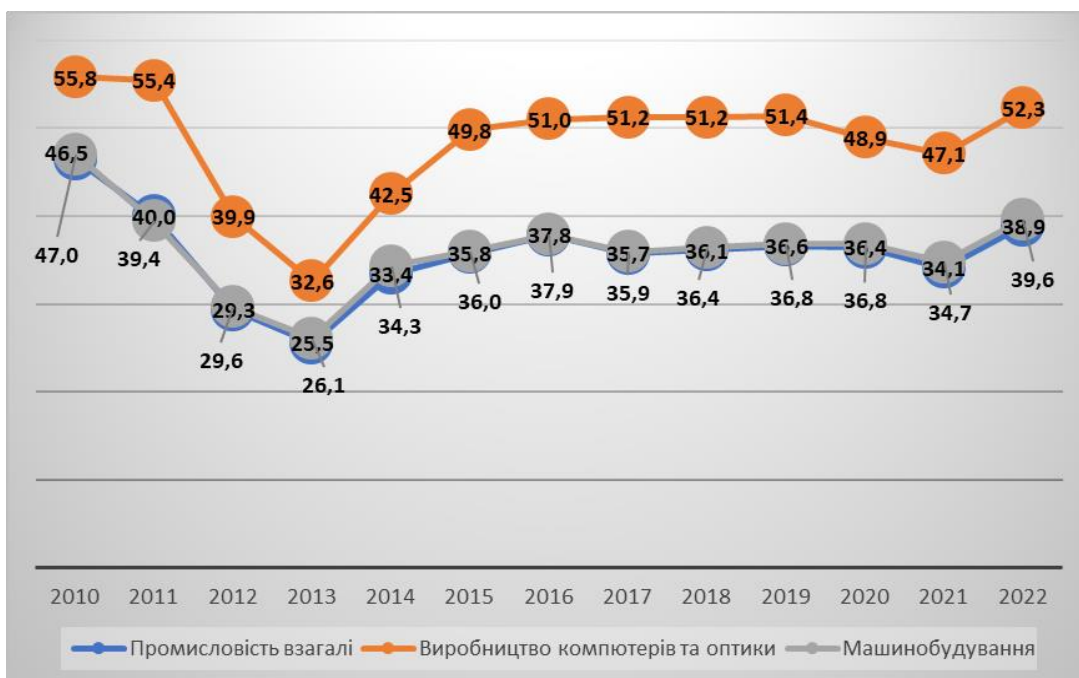


Рисунок 12 - Частка суб'єктів ММСП у промисловості з використанням технологій вище середнього рівня

У ЄС частка ММСП, які використовують технології, вищі за середній рівень і, відповідно, високий рівень автоматизації всіх бізнес-процесів, набагато більша, ніж в Україні і досягає 70-80% у різних країнах

[23,24,25,26]. Таким чином, одним із найбільш актуальних напрямів розвитку ММСП машинобудівної галузі є впровадження інноваційних технологій та автоматизація підприємства.

Висновки.

Впровадження технологій «Індустрії 4,0» у сучасний бізнес стало необхідністю для забезпечення його ефективності, конкурентоспроможності та сталого розвитку. Незалежно від розміру підприємства, технологічні інновації стають ключовими факторами, які визначають його ефективність та продуктивність.

В результаті дослідження визначені напрями розвитку машинобудівних ММСП, які повинні враховувати чинники, що склалися внаслідок повномасштабної агресії Росії:

- можлива релокація підприємств з зони, наближеної до бойових дій до більш безпечних регіонів країни;
- зміна зовнішньої кон'юнктури ринку та умов торгівлі між Україною та країнами ЄС;
- переорієнтація експорту машинобудівної продукції, в основному, на західного споживача та перебудова промислових підприємств на роботу за стандартами ISO ;
- необхідність відновлення зруйнованих підприємств після окупації, що спричинить з одного боку, збільшення інвестиційного потоку в нашу країну, а, з іншого, створення нових підприємств на базі інноваційних технологій;
- зростання частки машинобудівної галузі промисловості за рахунок зростання кількості підприємств, орієнтованих на оборонну галузь.

З точки зору напрямів автоматизації підприємств машинобудівної галузі можна назвати кілька прикладів – складових «Індустрії 4,0»:

- автоматизація всіх бізнес-процесів підприємства за допомогою сучасного програмного забезпечення, яке дозволить спростити управління ресурсами, забезпечити їх оптимальне використання, оптимізувати процеси планування та управління виробництвом, налагодити комунікації з постачальниками та клієнтами, відстежувати тенденції ринку тощо;
- кіберфізична система (КФС) (Cyber-Physical System (CPS)) — це вбудовані комп'ютерні і мережеві технології, що дозволяють спостерігати і керувати процесом фізичного виробництва і отримувати зворотну інформацію;
- розумний завод (Smart Factory) — це завод, обладнання на якому автоматизоване, управляється комп'ютером і яке може отримувати зворотну інформацію про стан об'єкта у фізичному просторі за допомогою сенсорів.

Особливо важливо при модернізації ММСП правильно оцінити та спрямувати інвестиційні вкладення відповідно до рівня ефективності цих впроваджень. Все це має на увазі цільове поетапне спрямування інвестицій, яке може забезпечити найбільшу ефективність фінансових вкладень. Оскільки ММСП, як правило, не мають достатньої кількості ресурсів, держава повинна створити інвестиційну інфраструктуру зі сприятливими для цих підприємств умовами (пільгове кредитування, грантові програми, пільгове оподаткування тощо). Особливо це стосується ММСП, які виконують оборонні замовлення.

Зважаючи на необхідність інтеграції України у світове господарство, проблема підвищення конкурентоспроможності вітчизняних підприємств набуває все більшого значення. Саме тому постає необхідність переходу країни до інноваційної моделі розвитку економіки.

Список літератури:

1. Розвиток машинобудування в Україні: проблеми та шляхи їх вирішення: монографія; ДУ “Інститут регіональних досліджень імені М.І. Долишнього НАН України”; наук. Редактор д.е.н., проф. С. О. Ішук. – Львів, 2022. – 137 с. (Серія "Регіони: моніторинг, прогнози, моделі").
2. Annual detailed enterprise statistics for industry (NACE Rev. 2, BE) онлайнвий код code: SBS NA IND R2. Last update: 09.03.2021 Режим доступу: <https://ec.europa.eu/eurostat/databrowser>.
3. Валовий внутрішній продукт за 2022 рік Режим доступу: <https://voxukraine.org/valoviy-vnutrishnij-produkt-za-2022-rik>.
4. Валовий внутрішній продукт за 2022 рік Режим доступу: <https://index.minfin.com.ua/ua/economy/gdp/>.
5. Валовий внутрішній продукт України Режим доступу: https://uk.wikipedia.org/wiki/Валовий_внутрішній_продукт_України
6. Оглядове дослідження щодо удосконалення діяльності бізнес-об'єднань та послуг з розвитку бізнесу в Україні. Аналітичний звіт. Київ: Програма розвитку Організації Об'єднаних Націй в Україні, 2022, 196 с.
7. Господарський кодекс України № 436-IV. Архів оригіналу редакція від 01 січня 2024. Режим доступу: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/436-15#Text>.
8. Закон України від 19 липня 2022 року №2435-IX «Про внесення змін до Закону України «Про бухгалтерський облік та фінансової звітності в Україні». Режим доступу: https://ips.ligazakon.net/document/view/t990996?an=153661&ed=2021_07_01.
9. Мінекономрозвитку України разом з проектом ЄС FORBIZ підготували проект Стратегії розвитку малого і середнього підприємництва. АПІТУ: Аналітика, новини IT-бізнесу і держави. 17 листопада 2016. Архів оригіналу за 20 листопада 2016 року.
10. Економічна статистика Економічна діяльність. Діяльність підприємств. Державна служба статистики України. 2021. Режим доступу: <http://www.ukrstat.gov.ua/>.
11. ЗАКОН УКРАЇНИ «Про офіційну статистику». Режим доступу: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/2524-20#Text>.
12. Кількість суб'єктів господарювання за видами економічної діяльності у 2022 році. Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2014/fin/osp/ksg/xls/ksg_ue_19.xlsx.
13. Кількість діючих суб'єктів великого, середнього, малого та мікропідприємництва за видами економічної діяльності (2010–2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/ksg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.
14. Кількість зайнятих працівників у суб'єктів великого, середнього, малого та мікропідприємництва за видами економічної діяльності (2010–2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/kzpsg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.

15. Витрати на персонал підприємств за видами економічної діяльності з розподілом на великі, середні, малі та мікропідприємства (2010-2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/fin_new/Vnp_kved_10_21.xlsx.
16. Витрати на оплату праці за видами економічної діяльності з розподілом на великі, середні, малі та мікропідприємства (2010-2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/fin_new/Vnop_kved_10_21.xlsx.
17. Матеріали форуму "Україна. Рік 2024". Режим доступу: <https://trueua.info/news/ukrainska-oboronna-promislovist-za-minulij-rik-virosla-v-shist-raziv--kamishin>.
18. Обсяг реалізованої промислової продукції за видами діяльності. Державна служба статистики України. Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2007/pr/orp/orp_u/arh_orp_u.html.
19. Обсяг реалізованої продукції (товарів, послуг) суб'єктів великого, середнього, малого та мікропідприємництва за видами економічної діяльності (2010–2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/orpsg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.
20. Обсяг виробленої продукції (товарів, послуг) підприємств за видами економічної діяльності з розподілом на великі, середні, малі та мікропідприємства (2012-2020). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2021/fin/pdp/pdp_ue/ovpp_vsmm_2012-2020_ue.xlsx.
21. Показники діяльності суб'єктів великого, середнього, малого та мікропідприємництва (2010-2022). Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/pds_vsmm_2010-2021.xlsx.
22. Очікування промислових підприємств у січні 2024 року щодо перспектив розвитку їх ділової активності. Режим доступу: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2024/fin/rp/prom/prom_01_2024_u.pdf.
23. Digital Economy and Society Index 2022.
24. Key figures on European business STATISTICS ILLUSTRATED//Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2023. – 88p.
25. Annual Report on European SMEs 2022/2023. // Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2023. - 92 p.
26. Линник О., Кочетова Т. Роль мікро-, малого і середнього бізнесу у становленні інноваційної моделі економіки України і світу. Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут" (економічні науки). 2023. №3. С. 52–56. <http://es.khpi.edu.ua/issue/view/16829>.

Bibliography (transliterated):

1. Rozvytok mashynobuduvannya v Ukraini: problemy ta shliakhy yikh vyrishennia: monohrafiia; DU "Instytut rehionalnykh doslidzhen imeni M.I. Dolishnoho NAN Ukrainy"; nauk. Redaktor d.e.n., prof. S. O. Ishchuk. – Lviv, 2022. – 137 s. (Seria "Rehiony: monitorynh, prohnozy, modeli").
2. Annual detailed enterprise statistics for industry (NACE Rev. 2, BE) onlineovy kod code: SBS_NA_IND_R2. Last update: 09.03.2021 Rezhym dostupu: <https://ec.europa.eu/eurostat/databrowser>.
3. Valovy vnutrishnii produkt za 2022 rik Rezhym dostupu: <https://voxukraine.org/valovyj-vnutrishnij-produkt-za-2022-rik>.
4. Valovy vnutrishnii produkt za 2022 rik Rezhym dostupu: <https://index.minfin.com.ua/ua/economy/gdp/>.
5. Valovy vnutrishnii produkt Ukrainy Rezhym dostupu: https://uk.wikipedia.org/wiki/Valovy_vnutrishnii_produkt_Ukrainy.
6. Ohliadove doslidzhennia shchodo udoskonalennia diialnosti biznes-obiednan ta posluh z rozvytku biznesu v Ukraini. Analitychnyi zvit. Kyiv: Prohrama rozvytku Orhanizatsii Obiednanykh Natsii v Ukraini, 2022, 196 s.
7. Hospodarskyi kodeks Ukrainy № 436- IV. Arkhiv oryhinalu redaktsiia vid 01 sichnia 2024. Rezhym dostupu: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/436-15#Text>.
8. Zakon Ukrainy vid 19 lypnia 2022 roku №2435-IX «Pro vnesennia zmin do Zakonu Ukrainy «Pro bukhhalterskyi obliku ta finansovoi zvitnosti v Ukraini ». Rezhym dostupu: https://ips.ligazakon.net/document/view/t990996?an=153661&ed=2021_07_01.
9. Minekonomrozvytku Ukrainy razom z proektom YeS FORBIZ pidhotuvaly proekt Stratehii rozvytku maloho i serednoho pidpriemnytstva . APITU: Analitika, novyny IT- biznesu i derzhavy. 17 lystopada 2016. Arkhiv oryhinalu za 20 lystopada 2016 roku..
10. Ekonomichna statystyka Ekonomichna diialnist. Diialnist pidpriemstv. Derzhavna sluzhba statystyky Ukrainy. 2021. Rezhym dostupu: <http://www.ukrstat.gov.ua/>.
11. Zakon Ukrainy «Pro ofitsiinuu statystyku». Rezhym dostupu: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/2524-20#Txt>.
12. Kilkist subiektiv hospodariuvannya za vydamy ekonomichnoi diialnosti u 2022 rotsi. Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2014/fin/osp/ksg/xls/ksg_ue_19.xlsx.
13. Kilkist diiuchykh subiektiv velykoho, serednoho, maloho ta mikropidpriemnytstva za vydamy ekonomichnoi diialnosti (2010–2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/ksg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.
14. Kilkist zainiatykh pratsivnykiv u subiektiv velykoho, serednoho, maloho ta mikropidpriemnytstva za vydamy ekonomichnoi diialnosti (2010–2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/kzpsg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.
15. Vytraty na personal pidpriemstv za vydamy ekonomichnoi diialnosti z rozpodilom na velyki, seredni, mali ta mikropidpriemstva (2010-2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/fin_new/Vnp_kved_10_21.xlsx.
16. Vytraty na oplatu pratsi za vydamy ekonomichnoi diialnosti z rozpodilom na velyki, seredni, mali ta mikropidpriemstva (2010-2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/fin_new/Vnop_kved_10_21.xlsx.
17. Materiali forumu "Ukraina. Rik 2024". Rezhym dostupu: <https://trueua.info/news/ukrainska-oboronna-promislovist-za-minulij-rik-virosla-v-shist-raziv--kamishin>.
18. Obsiah realizovanoi promyslovoi produktsii za vydamy diialnosti. Derzhavna sluzhba statystyky Ukrainy. Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2007/pr/orp/orp_u/arh_orp_u.html.
19. Obsiah realizovanoi produktsii (tovariv, posluh) subiektiv velykoho, serednoho, maloho ta mikropidpriemnytstva za vydamy ekonomichnoi diialnosti (2010–2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/orpsg_vsmm_ek_2010_2021_u.xlsx.
20. Obsiah vyroblenoi produktsii (tovariv, posluh) pidpriemstv za vydamy ekonomichnoi diialnosti z rozpodilom na velyki, seredni, mali ta mikropidpriemstva (2012-2020). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2021/fin/pdp/pdp_ue/ovpp_vsmm_2012-2020_ue.xlsx.
21. Pokaznyky diialnosti subiektiv velykoho, serednoho, maloho ta mikropidpriemnytstva (2010-2022). Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2022/fin/pssg/pds_vsmm_2010-2021.xlsx.
22. Ochikuvannia promyslovykh pidpriemstv u sichni 2024 roku shchodo perspektiv rozvytku yikh dilovoi aktyvnosti. Rezhym dostupu: https://www.ukrstat.gov.ua/operativ/operativ2024/fin/rp/prom/prom_01_2024_u.pdf.
23. Digital Economy and Society Index 2022.
24. Key figures on European business STATISTICS ILLUSTRATED//Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2023. – 88p.
25. Annual Report on European SMEs 2022/2023. // Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2023. - 92 p.
26. Lynnyk O., Kochetova T. Rol mikro-, maloho i serednoho biznesu u stanovleni innovatsiinoi modeli ekonomiky Ukrainy i svitu. Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu "Kharkivskiyi politekhnichnyi instytut" (ekonomichni nauky). 2023. №3. S. 52–56. <http://es.khpi.edu.ua/issue/view/16829>.

Яковенко Ігор Едуардович (Yakovenko Ihor) - кандидат технічних наук, професор кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Навчально-наукового інституту механічної інженерії та транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; e-mail: igor.dych59@gmail.com, ORCID: 0000-0001-8344-996X.

Пермяков Олександр Анатолійович (Permyakov Oleksandr) - доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Навчально-наукового інституту механічної інженерії та транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; e-mail: perm_a@i.ua, ORCID: 0000-0002-9589-0194.

Линник Олена Іванівна (Lynnyk Olena) - кандидат економічних наук, доцент кафедри економіки бізнесу і міжнародних економічних відносин навчально-наукового інституту економіки, менеджменту і міжнародного бізнесу Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; email: linnik.khpi@gmail.com ORCID: 0000-0003-0877-8047.

Басова Євгенія Володимирівна (Basova Yevheniia) - кандидат технічних наук, доцент кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Навчально-наукового інституту механічної інженерії та транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; e-mail: e.v.basova.khpi@gmail.com, ORCID: 0000-0002-8549-4788.

АНАЛІЗ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ КУВАННЯ ГАКІВ

Анотація. У роботі проведено аналіз технології кування гаків великої вантажопідйомності. Розглянуто операції кування для виготовлення гаків та комбінування операцій осаджування і протягування і розглянуто якість кування гаків. Зробивши аналіз було сформувано основні вимоги до якості кування гаків. Проведено моделювання процесу осаджування з послідовним протягуванням заготовки кованого гаку, а також проведено моделювання процесу протягування без осаджування заготовки та їх вплив на деформований стан та розподіл деформації по перетину заготовки. Аналіз розподілу деформації по перетину заготовки зроблено методом прогнозування нерівномірності деформації металу при осаджуванні і протягуванні, а також тільки при протягуванні без осаджування заготовки. Розрахували у двох випадках показник нерівномірності деформації заготовок в поперечному перерізі при протягуванні та побудували графіки нерівномірності деформацій, який показав більш доцільне використання послідовного осаджування та протягування, які забезпечують підвищення якості кованого гаку.

Ключові слова: гак, кування, осаджування, протягування, якість, деформація.

CHUKHLIV V. L., KOLISNYK K. D.

ANALYSIS AND RESEARCH OF HOOK FORGING TECHNOLOGY

Abstract. The paper analyses the technology of forging heavy-duty hooks. The forging operations for the manufacture of hooks and the combination of deposition and drawing operations are considered, and the quality of hook forging is examined. Based on the analysis, the basic requirements for the quality of hook forging were formed. The modelling of the deposition process with sequential drawing of the forged hook billet was carried out, as well as the modelling of the drawing process without deposition of the billet and their impact on the deformed state and strain distribution across the billet cross-section. The analysis of the strain distribution across the billet cross-section was made by predicting the unevenness of metal deformation during deposition and drawing, as well as only during drawing without deposition of the billet. In two cases, the index of unevenness of deformation of the workpieces in cross-section during drawing was calculated and graphs of unevenness of deformation were constructed, which showed a more appropriate use of sequential drawing and drawing, which provide an increase in the quality of the forged hook.

Keywords: hook, forging, deposition, drawing, quality, deformation.

Вступ. Гаки великої вантажопідйомності застосовуються при виконанні вантажно-розвантажувальних робіт, як універсальні вантажопідйомні пристрої. Вони є дуже важливою частиною для вантажопідйомних машин і механізмів, тому що витримують всю масу вантажів. Будь-яка проблема при використанні гака може призвести до нещасних випадків. Тому виготовлення гаків великої вантажопідйомності повинне виконуватися за технологічними вимогами. Виготовляють гаки великої вантажопідйомності методом кування, штампування та клепання (пластинчасті гаки) [1], [2], [3].

Тема дослідження стосується гаків великої вантажопідйомності, які виготовляють методом кування. До основних технологічних операцій кування належать - протягування, осаджування, висаджування, прошивання, гнуття, кручення, рубання. Деякі з цих операцій застосовують для кування гаків. Для оцінки якості отриманого гака проводяться механічні випробування. До вимог якості продукції, яка отримується куванням, відносять показники твердості, пластичності, міцності та в'язкості [1], [4].

Операції кування для виготовлення гаків та комбінування операцій осаджування і протягування.

Кування є процесом пластичної деформації металу нагрітого до певної температури, що піддають обробці ударами молота або силою тиску кувалового преса. В результаті чого заготовка набуває необхідної форми і називається поковкою. Тож стисло розглянемо основні операції кування для виготовлення гаків. При протягуванні довжина заготовки збільшується за рахунок зменшення її поперечного перерізу. Протягування застосовують для виготовлення тяг, важелів, колон, валів і т. д. Осаджування застосовують для збільшення поперечного перерізу заготовки за рахунок зменшення її висоти. Згинання застосовують для надання заготовці вигнутої форми за заданим контуром. Цією операцією виготовляють кутики, скоби, кронштейни і т. д. Рубання застосовують для відокремлення однієї частини нагрітої заготовки від іншої за допомогою ковальської сокири. Для того щоб поковка виробу мала високі механічні показники якості, заготовку спочатку осаджують, а потім протягують [4], [5].

В роботі [6] автори створили нові підходи щодо розробки і вдосконалення технологічних процесів кування з отриманням поковок прогнозованої якості. Вони засновані на визначенні нерівномірності деформації та поздовжньої кривизни при зміні напрямку деформування при виконанні операцій осаджування та протягування. З використанням цього методу можливо проведення дослідження нових схем кування валів та дисків. Встановлені поля розподілу нерівномірності деформації в об'ємі заготовок, які дозволяють встановити раціональні режими кування та забезпечують підвищення рівномірності розподілу механічних властивостей виробів і зниження кривизни поковки. При застосуванні цього методу розроблені нові технологічні процеси виготовлення поковок.

Автори роботи [7] провели аналіз основних показників якості великогабаритних поковок технологічних процесів кування з подальшим їх вдосконаленням. Напрямок дослідження полягав в розробці способу осаджування чотирипроменевих заготовок. Встановили вплив кута граней чотирипроменевих заготовок 150° на розподіл деформацій, напружень, температур та заковування внутрішніх порожнин після осаджування. Початок заковування отвору відбувається при деформації 10%, а максимальне заковування отвору відбувається після осаджування на 65% від діаметру заготовки при відносній глибині граней 15...20%. Авторами розроблений

новий науково-аргументований спосіб осаджування чотирипроменевих заготовок, який підвищує якість великогабаритних поковок. На основі проведених теоретичних і експериментальних досліджень розробили рекомендації з проектування технологічних процесів кування за новими схемами деформування злитків.

В роботі [8] автори розробили новий спосіб осаджування заготовок. Цей спосіб включає в себе осаджування заготовок, у котрих попередньо сформовані увігнуті грані. Було розроблено спеціальну методику експериментальних досліджень для встановлення впливу увігнутих граней на закриття осьових дефектів. Дані дослідження проводили на сталевих і свинцевих моделях. Встановили за результатами досліджень раціональну глибину увігнутих граней і вона відповідає співвідношенню діаметрів уступів і виступів рівних 0,85. Максимальне закриття осьового отвору забезпечує це співвідношення. Стискання при осаджуванні профільованих заготовок з увігнутими гранями відбувається за рахунок високого рівня напружень. Встановлено раціональну ступінь осаджування, де відбувається максимальне закриття внутрішніх пустот. З використанням осаджування заготовок з профільованими гранями було втілено впровадження нового способу кування. Результати ультразвукового контролю показали, що виготовлені деталі відповідають європейському стандарту SEP 1921 за розмірами внутрішніх дефектів. Завдяки проведеним дослідженням, зроблено висновок про ефективність запропонованого нового способу осаджування заготовок, котрі були попередньо профільовані з утворенням увігнутих граней.

У роботі [9] розглянуто переваги використання 3-х і 4-променевих зливків для кування валів порівнюючи з круглими зливками. Автор вдосконалив режим протягування та конструкцію профільованих головок для кування 3-х і 4-променевих заготовок зі стандартного злитка. Також автор у роботі описав результат експериментальних досліджень стосовно порівняння ступеня видалення осьових дефектів, характеру розподілу деформацій, чергування розміру зерна при куванні валів з круглих фасонних та 3-4-променевих зливків. Автор додав рекомендації з приводу нових процесів кування, сенс яких полягає у виключенні виконання операцій осаджування завдяки використанню профільованих головок для попереднього кування зливків у 3-х та 4-променеві злитки.

У роботі [10] автори представили технологічну схему кування зливків за допомогою спеціального фігурного бойка. Описали його вплив при виконанні операції протягування злитків. Отримали необхідні властивості металу та позитивні результати з ультразвукового контролю завдяки використанню спеціалізованого інструменту та охолодження. Комбіноване технологічне рішення дозволяє розширити номенклатуру поковок відповідального призначення.

Якість кування гаків. Пошкодження гаків завжди відбувається внаслідок дії згинальних напружень на нього. Для того щоб мінімізувати пошкодження гака, необхідно проаналізувати його частину, що піддається дії напружень. У роботі [11] автори підготували різні пропорції легованої сталі AISI 4340 разом із 0,05% ванадію. Аналіз показав, що 0,05% ванадію відіграє важливу роль у легованих сталях AISI 4340 та створює дрібну форму зернистої структури, що призводить до кращих механічних властивостей. Ця робота дає висновки, що застосування 99,95% сплаву AISI 4340 разом з 0,05 % ванадію у гаку крана може надати надійності та стійкості при високій міцності.

Гак є частиною підйомного механізму, на якому підвищується вантаж. Щоб він міг відносно добре витримувати високі навантаження від гака вимагається необхідна міцність. Вигнута внутрішня поверхня – найбільш навантажена частина гака. З точки зору міцності ця поверхня вважається критичною. Автори роботи [12] зробили аналіз міцності обраного кранового гака та вибір відповідного гаку для мостового крана. Аналіз міцності виконували двома методами - перший базується на аналітичному розрахунку, а другий базується на методі кінцевих елементів (FEM), виконаному в програмному забезпеченні Ansys. Порівняння отриманих загальних напружень за двома методами є частиною аналізу. За результатами аналітичного розрахунку та аналізу FEM автори стверджують, що обраний гак RSN 05P-DIN 15401 відповідає необхідним вимогам. Також зробили висновок, що загальні напруження, що визначені аналітичним розрахунком, нижчі на 9,8 % у порівнянні з напруженнями, що отримані у програмному забезпеченні Ansys.

В роботі [13] авторами було виконано аналіз на кованому гаку Ramshorn з трапецієподібним поперечним перерізом, для того, щоб в кожному випадку визначити випробувальне навантаження та вивчити поведінку різних марок сталей. До того ж проаналізували вплив підвищеного навантаження на деформації та еквівалентні напруження. Для аналізу автори обрали кований гак Ramshorn Hook вантажопідйомністю 40 тон та обрали розміри відповідно до індійських стандартів. Комп'ютерну модель трапецієподібного гака Ramshorn побудували в програмному комплексі Solid Works. Цю модель було імпортовано в ANSYS Workbench для того, щоб знайти максимальне напруження та деформації за Мізесом. Побудовано всі варіаційні графіки та проаналізовано вплив підвищеного навантаження на напруження та деформації. Зроблено висновок, що гак Ramshorn з кованої сталі 45C8 підходить більше для необхідних умов експлуатації.

Автори у роботі [14] запропонували вдосконалення вантажних гаків, яке дозволяє зменшити масу на 7 % при збереженні механічних властивостей. Побудували модель для вивчення напружено-деформованого стану гака в умовах максимального навантаження. В елементах моделі автори представили розподілення напружень при різних варіантах навантажень з позначенням мінімального коефіцієнту запасу міцності K . На гак з отворами слід враховувати співвідношення параметрів отворів з характерним розміром зівга гака при розробці конструкторської документації.

В роботі [15] автори зробили аналіз та оптимізацію процесу кування гаків стрілочних замків, які використовуються на залізничному транспорті. Був розглянутий гак зі сталі 37MnSi5. У процесі кування на внутрішній стороні вигнутої деталі інколи виникає складка, що в деяких випадках призводить до можливих тріщин у готовій кований деталі і автори пропонують оптимізований розмір поковки і геометрію інструменту. Потім вони перевіряються моделюванням за допомогою програмного забезпечення Simufact Forming. Перед оптимізацією на практиці точність моделювання перевіряється за допомогою аналізу та порівняння результатів моделювання з реальним станом.

Авторами [16] були розглянуті 2-тонні ковани вантажні гаки, які розроблені так, щоб вони мали для застосування відповідний розмір, а також міцність, вартість, безпеку через застосування розробленого оптимального методу разом із методом найвищої ваги. Методологія розробки гака розділена на три етапи. Перший етап це створення вантажного гака за стандартом ISO 7597: 2013 (ковані сталеві гаки з засувкою, клас 8), який був початковим вантажним гаком. Методом скінчених елементів було проаналізовано осьове навантаження. Другий етап складався з аналізу оптимальної конструкції для розробки вантажного гака з вищим значенням безпеки. Третій етап полягав в аналізі результатів другого етапу методом найбільшої ваги для визначення розміру гака. Результати аналізу показали, що гак може знизити виробничу вартість матеріалів на 27,5 % за штуку зі збільшенням безпеки на 42,16 %.

В роботі [17] автори розглянули способи підвищення якості кування поковок високолегованих марок сталей та сплавів на гідропресах. Вплив на напружено-деформований стан металу є одним з основних способів керування якістю готової кованої продукції. В свою чергу на напружено-деформований стан металу впливають основні фактори форми, а саме форма злитку і форма інструменту. Також кінематичний фактор є одним з чинників, який впливає на розподіл напружено-деформованого стану металу, а саме кінематика впливу інструменту на заготовку. Ще один чинник, що впливає на напружено-деформований стан заготовки і мікроструктуру металу, це управління температурним полем заготовки при куванні. За рахунок збільшення часу додаткових кувальних операцій вигладжування, білетування, що займає більше 40 % від основного часу кування можливо збільшити точність розмірів і зниження підсумкової розмірної похибки. Отже, це призводить до збільшення часу непродуктивного використання номінальної потужності преса.

У роботі [18] автори навели детальний огляд аспектів кування і розглянули оптимізацію таких факторів, як умови кування, розміри заготовки, параметри термічної обробки, конструкція інструменту, властивості мастила, які підвищують довговічність інструменту та якість продукції кування. Розглянули метод вимірювання якості поверхні кованих виробів та вибір матеріалу інструменту для кування. Цей огляд є корисним, щоб покращити якість кованих виробів при виконанні технологічному процесу.

В роботу [19] Розглянуто вплив симетричного та несиметричного процесів кування на однорідність величин деформацій по всьому поперечному перерізі поковки. Дослідження стану тривісної деформації проведено авторами теоретично, а результати перевірили в лабораторних умовах. В наслідок цих випробувань автори пропонують відповідну групу інструментів для кування поковок та встановили значення основних технологічних параметрів кування.

Автор роботі [20] розглянуті основні фактори, що впливають на якість сталевих поковок, а саме розмір зерна, мікроструктурні смуги, загартованість, міцність на розтягування, кручення, характеристики втоми, в'язкість до руйнування, термічна обробка, ультразвукова перевірка, поверхневі дефекти і інше. Автор вважає, що контроль за якістю від сировини до кінцевої стадії готового виробу є гарантованим засобом для уникнення небажаних і несподіваних дефектів. Також автор стверджує що удосконалення кування сучасних поковок з вуглецевої та легованої сталі є безперервним процесом.

Дослідження якості кування гаків. При аналізі основних технологічних операцій, які забезпечують формування якості кованих гаків з'ясувалось, що основними операціями формозміни при їх виробництві є операції осаджування та протягування. Ці операції застосовуються для формування якості великовантажних кованих гаків при використанні зливка в якості вихідної заготовки. При цьому саме при виконанні осаджування та протягування відбувається максимальна формозміна, яка необхідна для проробки литої структури зливка. Але до цього часу не відомо, а яким чином повинна бути відбуватися послідовність виконання осаджування та протягування і яким саме чином вони впливають на якість кованого гака. Як видно з виконаного аналізу існуючих досліджень – деякі автори вважають основною операцією осаджування, а деякі протягування. Тому за мету цього дослідження було взято два варіанта попередньої деформації заготовки кованого гака з послідовним аналізом їх впливу на якість кованого гака. Перший варіант – використання для деформації заготовки гака послідовне виконання операції осаджування та протягування (рис.1). Другий варіант – використання для деформації заготовки гака тільки операції протягування (рис.2). Для дослідження якості кування гаків нами був застосований метод прогнозування нерівномірності деформації металу в процесах кування [6]. Цей метод застосовують для прогнозування якості поковок і він заснований на визначенні об'ємної нерівномірності деформації при виконанні операцій осаджування та протягування. У перерізі поковки, який аналізують, знаходиться точка з максимальним значенням деформації. Далі стосовно цієї точки через центр перетину проводиться лінія. Взагалі по перетину проводяться чотири лінії разом з лінією, яка має точку з максимальним значенням деформації. Ці лінії мають бути розташовані під кутом 45° одна до одної. На кожному лінії наносять 6 контрольних точок. Ці точки мають бути симетрично нанесені до точки з максимальним

значенням та симетрично нанесені до центру перерізу. Потім за формулою розраховують показник нерівномірності деформацій K_n . Цей показник може приймати значення не більше одиниці, тому що максимальне значення показника нерівномірності деформації дорівнює 1. Якщо різні точки тіла мають однакове значення деформації, то ця деформація вважається рівномірною. Чим менше від одиниці значення показника нерівномірності деформації, тим більша нерівномірність деформації. Якщо якась ділянка металу не підлягає деформації, а сама знаходиться в перетині який розглядається, то показник нерівномірності деформації має мінімальне значення K_n і дорівнює нулю.

Моделювання цих процесів виконали в програмному комплексі QForm, який застосовують у дослідженнях для моделювання, аналізу та оптимізації процесів обробки тиском. QForm дозволяє задовільнити основні потреби в моделюванні процесів обробки металів тиском і забезпечує високу надійність [21].

Спочатку були побудовані 3D-моделі для схем осаджування та протягування. Далі ці 3D-моделі імпортували в програму QForm і налаштували всі необхідні параметри для моделювання цих процесів. Проведено дослідження процесу осаджування, а потім протягування заготовки та її напружено-деформований стан (рис. 1). Аналогічно проведено дослідження процесу протягування без осаджування заготовки та її напружено-деформований стан (рис. 2).

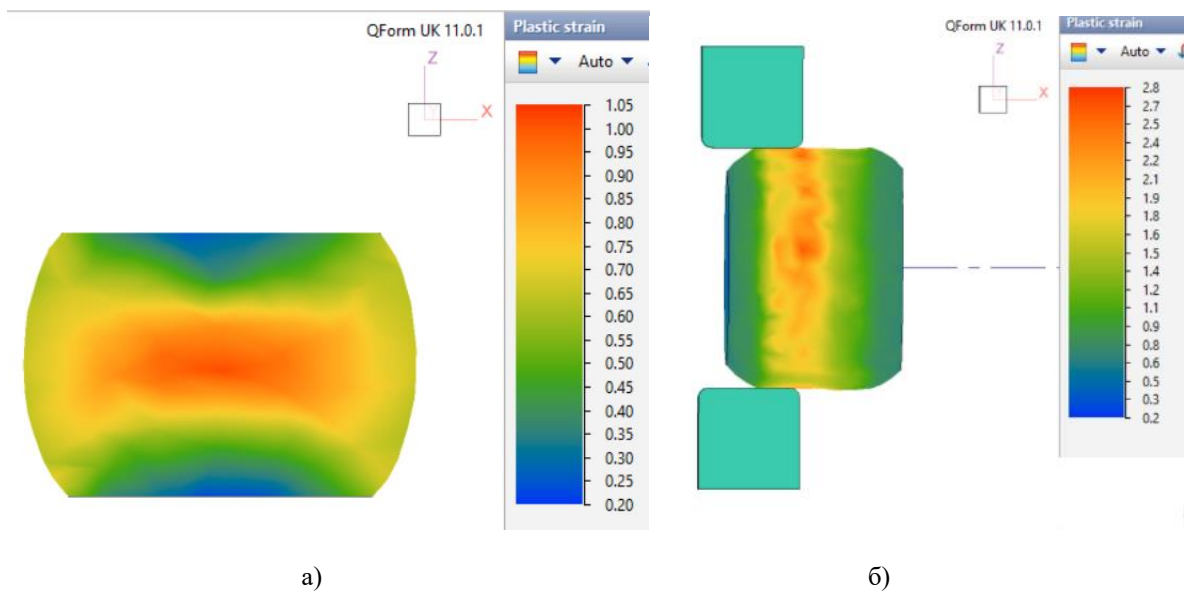


Рис. 1 – Схема пластичної деформації при послідовному виконанні осаджування(а) та протягування(б)

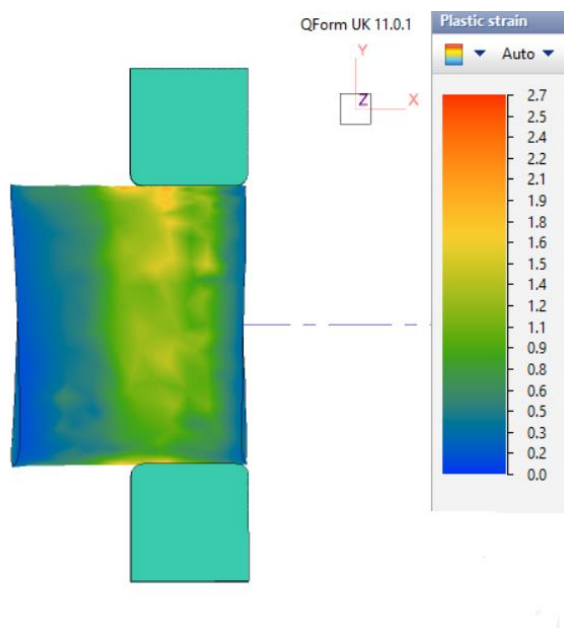


Рис. 2 – Схема пластичної деформації протягування без осаджування

Далі зробили аналіз методом прогнозування нерівномірності деформації металу при осаджуванні і протягуванні заготовки та при протягуванні без осаджування заготовки. Розрахували у двох випадках показник нерівномірності деформації заготовок в поперечному перерізі при протягуванні та побудували графіки нерівномірності деформацій (рис. 3).

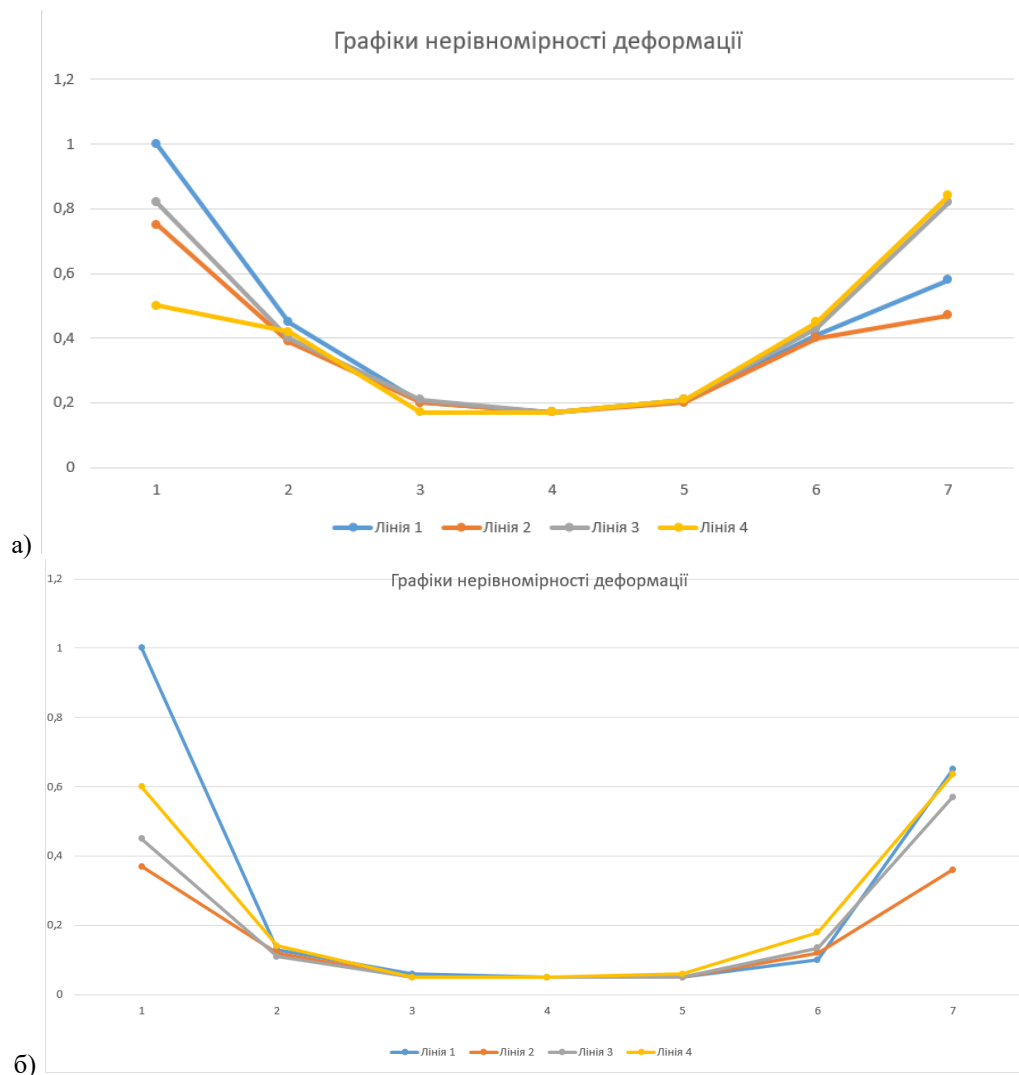


Рис. 3 – Графіки розподілу коефіцієнту нерівномірності деформації – при осаджуванні та протягуванні (а) та при протягуванні без осаджування (б)

Як видно з рис. 3а при осаджуванні і протягуванні нерівномірність деформації має максимальне значення 1, мінімальне значення 0,2. На рис.3б ми спостерігаємо, що при протягуванні без осаджування нерівномірність деформації має максимальне значення 1, мінімальне значення 0,05. Порівняння цих результатів показує, що при осаджуванні і протягуванні нерівномірність деформації стає меншою на 20 %, тобто менший розбіг між максимальним і мінімальним значенням показників, що забезпечує отримання більш якісної продукції кованих гаків.

Висновки.

В роботі виконано ретельний огляд літературних джерел, як з технології кування гаків, так і з якості отриманої продукції. Розглянуто основні технологічні операції кування і їх вплив на якість кованих гаків. Визначено, що основними технологічними операціями кування, які зумовлюють якість кованих гаків є осаджування та протягування та послідовність їх виконання.

Проведено моделювання процесу осаджування з послідовним протягуванням заготовки з аналізом деформованого стану методом прогнозування нерівномірності деформації. Також зроблено аналіз методом прогнозування нерівномірності деформації металу при протягуванні без осаджування заготовки. Розрахували у двох випадках показник нерівномірності деформації заготовок в поперечному перерізі при протягуванні та побудували графіки нерівномірності деформацій. Результати розрахунків показали, що виконання саме

Список літератури:

1. Вплив форми ковального однорогого гаку на його ефективність / Г. Д. Портнов, А. А. Тихий, В. В. Дарієнко, В. В. Пукалов // Центральноруський науковий вісник. Технічні науки : Зб. наук. пр. – Кропивницький : ЦНТУ, 2021. – Вип. 4 (35). – с. 127 – 133.
2. Finite element modelling and static stress analysis of simple hooks, / M. Cuneyt Fetvacı, İsmail Gerdemeli, A. Burak Erdil // Expert Conference «Trends in the Development of Machinery and Associated Technology» TMT 2006, Barcelona – Lioret de Mar, Spain, 11-15 September 2006, page 797 – 800.
3. Investigation of the effect of the sling angle and size on the reliability of lifting hooks / Yusuf Aytac Onur // Simulation: Transactions of the Society for Modeling and Simulation International 2018, Vol. 94(10) p. 931-942.
4. Основи творення машин / М.Я. Бучинський, О.В. Горик, А.М. Чернявський, С.В. Яхін (За редакцією О.В. Горика). – Харків : Вид-во «НТМТ», 2017. – 448 с.
5. An overview of forging processes with their defects /Mahendra G. Rathi, Nilesh A. Jakhade. // Government College of Engineering, Aurangabad, Maharashtra, India./International Journal of Scientific and Research Publications, Volume 4, Issue 6, June 2014, page 1.
6. Розробка технологічної концепції проектування процесів кування з урахуванням впливу режиму деформування на якість поковок / В. Л. Чухліб, А. В. Ашкелянець, С. О. Губський, О. В. Петров, О. М. Дуванський, В. О. Палієнко, А. О. Окунь // Bulletin of the National Technical University «KhPI». Series: Hydraulic machines and hydraulic units, no 1'2021, p. 95-103.
7. Удосконалення технології виготовлення крупних поковок на основі використання нового способу осадження / Марков О. Є., Злигорев В. М., Іванова Ю. О., Лагер О. О., Дорофєєв В. О. // Обработка материалов давлением. ISSN 2076-2151. УДК 621.735.3 21.01.2020 р. №1 (50) с. 91-97.
8. Розробка нового способу осадження крупних злитків / О. Є. Марков, В. М. Злигорев, О. В. Герасименко, Л. І. Алієва, Р. Ю. Житніков, С. В. Інчаков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії, №31 (1306), 2018, с.56-60.
9. Development and investigation of resources-saving process of shafts forging. / S. B. Kargin // Die forging, Metallurgical and Mining Industry, 2015, № 1, p. 33-36.
10. Development of Energy-saving Technological Process of Shafts Forging Weighing More Than 100 Tons without Ingot Upsetting / O. E. Markov, M. V. Oleshko, V. I. Mishina // Metallurgical and Mining Industry, 2011, Vol. 3, №7, p. 87-90.
11. Mechanical investigation of crane hook using AISI 4340 alloy steel with various proportions of vanadium / V Chandran, T Manvel Raj, N Lenin, A Subramanian // Journal of Automation and Automobile Engineering Volume 4 Issue 3, 2019, page 1-6.
12. Design and strength analysis of crane hook with a 500 kg lifting capacity / Denis Molnar, Miroslav Blatnický, Jan Dizo // Univerzita 8215/1,01026, Zilina, Slovakia, Perner's Contacts 16(2), 2021, 16.
13. Mechanical analysis of forged steel Ramshorn Hook – an experimental study / Bhagel Singh, Prabhat Singh // Materials Today: Proceedings, Volume 68, Part 4, 2022, Pages 1016-1021.
14. Підвищення ефективності конструкції ковального дворогого гаку / Г. Д. Портнов, А. А. Тихий, В. В. Дарієнко, В. В. Пукалов // Центральноруський науковий вісник. Технічні науки. 2022. Вип. 5 (36), ч. 1, с. 86-97.
15. Numerical analysis and optimization of the hook forging process / Jan Rihacek, Jan Bartak, Kamil Podany, Michaela Cisarova, Eva Peterkova // MM Science Journal, 2021, June, p. 4356-4361.
16. Hook design loading by the optimization method with weighted factors rating method / Apichit Manee-ngam, Penyarat Saisirirat, Patpimol Suwankan // 2017 International conference on alternative energy in developing countries and emerging economics 2017 AEDCE, 25-26 may 2017, Bangkok, Thailand, p. 337-342.
17. Способи підвищення якості кування поковок високолегованих марок сталей та сплавів на гідропресах / А. Ю. Матюхін, І. А. Альфоров, Т. А. Стефаненко, О. В. Стефаненко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії, №12 (1337), 2019, с. 36-40.
18. A systematic review of factors affecting the process parameters and various measurement techniques in forging process / Shrutika Sharma, Mayank Sharma, Vishal Gupta, Jaskaran Singh // Steel research international, Volume 94, Issue 5, May 2023, p. 352.
19. Effect of symmetrical and asymmetrical forging processes on the quality of forged products / H. Dyja, G. Banaszek, S. Berski, S. Mroz // Journal of Materials Processing Technology, Volumes 157-158, 20 December 2004, Pages 496-501.
20. Metallurgical integrity for economic production of quality steel forgings for advanced applications / V Divakar Rao // Materials today: Proceedings, Volume 39, Part 4, 2021, Pages 1434-1439.
21. Qform UK. URL: <https://www.qform3d.com/> (accessed June 01, 2023).

Bibliography (transliterated):

1. Vplyv formy kovanoho odnorohoho haka na yoho efektyvnist' / H. D. Portnov, A. A. Tykhyy, V. V. Dariyenko, V. V. Pukalov // Tsentral'noukrayins'kyu naukovyy visnyk. Tekhnichni nauky : Zb. nauk. pr. – Kropyvnyts'kyu : TSNTU, 2021. – Vyp. 4 (35). – s. 127 – 133.
2. Finite element modelling and static stress analysis of simple hooks, / M. Cuneyt Fetvacı, İsmail Gerdemeli, A. Burak Erdil // Expert Conference «Trends in the Development of Machinery and Associated Technology» TMT 2006, Barcelona – Lioret de Mar, Spain, 11-15 September 2006, page 797 – 800.
3. Investigation of the effect of the sling angle and size on the reliability of lifting hooks / Yusuf Aytac Onur // Simulation: Transactions of the Society for Modeling and Simulation International 2018, Vol. 94(10) p. 931-942.
4. Osnovy tvorennya mashyn / M.YA. Buchyns'kyu, O.V. Horyk, A.M. Chernyavs'kyu, S.V. Yakhin (Za redaktsiyeyu O.V. Horyka). – Kharkiv : Vyd-vo «NTMT», 2017. – 448 s.
5. An overview of forging processes with their defects /Mahendra G. Rathi, Nilesh A. Jakhade. // Government College of Engineering, Aurangabad, Maharashtra, India./International Journal of Scientific and Research Publications, Volume 4, Issue 6, June 2014, page 1
6. Rozrobka tekhnolohichnoyi kontseptsiyi proektuvannya protsesiv kuvannya z urakhuvannyam vplyvu rezhymu deformuvannya na yakist' pokovok / V. L. Chukhlib, A. V. Ashkelyanets', S. O. Hubs'kyu, O. V. Petrov, O. M. Duvans'kyu, V. O. Paliyenko, A. O. Okun' // Bulletin of the National Technical University «KhPI». Series: Hydraulic machines and hydraulic units, no 1'2021, p. 95-103.
7. Udoskonalennya tekhnolohiyi vyhotovlennya krupnykh pokovok na osnovi vykorystannya novoho sposobu osadzhennya / Markov O. YE., Zlyhoryev V. M., Ivanova YU. O., Laher O. O., Dorofeyev V. O. // Obrabotka materialov davlenyem. ISSN 2076-2151. UDK 621.735.3 21.01.2020 r. №1 (50) s. 91-97.
8. Rozrobka novoho sposobu osadzhennya krupnykh zlytkiv / O. YE. Markov, V. M. Zlyhoryev, O. V. Herasymenko, L. I. Aliyeva, R. YU. Zhytnikov, YE. V. Inchakov // Visnyk NTU «KHPI». Seriya: Innovatsiyni tekhnolohiyi ta obladnannya obrobky materialiv u mashynobuduvanni ta metalurhiyi, №31 (1306), 2018, s.56-60.

9. Development and investigation of resources-saving process of shafts forging. / S. B. Kargin // Die forging, Metallurgical and Mining Industry, 2015, № 1, p. 33-36.
10. Development of Energy-saving Technological Process of Shafts Forging Weighing More Than 100 Tons without Ingot Upsetting / O. E. Markov, M. V. Oleshko, V. I. Mishina // Metallurgical and Mining Industry, 2011, Vol. 3, №7, p. 87-90.
11. Mechanical investigation of crane hook using AISI 4340 alloy steel with various proportions of vanadium / V Chandran, T Manvel Raj, N Lenin, A Subramanian // Journal of Automation and Automobile Engineering Volume 4 Issue 3, 2019, page 1-6.
12. Design and strength analysis of crane hook with a 500 kg lifting capacity / Denis Molnar, Miroslav Blatnický, Jan Dizo // Univerzitna 8215/1,01026, Zilina, Slovakia, Perner's Contacts 16(2), 2021, 16.
13. Mechanical analysis of forged steel Ramshorn Hook – an experimental study / Bhagel Singh, Prabhat Singh // Materials Today: Proceedings, Volume 68, Part 4, 2022, Pages 1016-1021.
14. Pidvyshchennya efektyvnosti konstruktivnoy kovanoho dvorohoho haka / H. D. Portnov, A. A. Tykhyy, V. V. Dariyenko, V. V. Pukalov // Tsentral'noukrayins'kyi naukovyy visnyk. Tekhnichni nauky. 2022. Vyp. 5 (36), ch. 1, s. 86-97
15. Numerical analysis and optimization of the hook forging process / Jan Rihacek, Jan Bartak, Kamil Podany, Michaela Cisarova, Eva Peterkova // MM Science Journal, 2021, June, p. 4356-4361.
16. Hook design loading by the optimization method with weighted factors rating method / Apichit Manee-ngam, Penyarat Saisirirat, Patpimol Suwankan // 2017 International conference on alternative energy in developing countries and emerging economics 2017 AEDCE, 25-26 may 2017, Bangkok, Thailand, p. 337-342.
17. Sposoby pidvyshchennya yakosti kuvannya pokovok vysokolehovanykh marok staley ta splaviv na hidropresakh / A. YU. Matyukhin, I. A. Al'forov, T. A. Stefanenko, O. V. Stefanenko // Visnyk NTU «KHPI». Seriya: Innovatsiyni tekhnolohiyi ta obladnannya obrobky materialiv u mashynobuduvanni ta metalurhiyi, №12 (1337), 2019, s. 36-40.
18. A systematic review of factors affecting the process parameters and various measurement techniques in forging process / Shrutika Sharma, Mayank Sharma, Vishal Gupta, Jaskaran Singh // Steel research international, Volume 94, Issue 5, May 2023, p. 352.
19. Effect of symmetrical and asymmetrical forging processes on the quality of forged products / H. Dyja, G. Banaszek, S. Berski, S. Mroz // Journal of Materials Processing Technology, Volumes 157-158, 20 December 2004, Pages 496-501.
20. Metallurgical integrity for economic production of quality steel forgings for advanced applications / V Divakar Rao // Materials today: Proceedings, Volume 39, Part 4, 2021, Pages 1434-1439.
21. Qform UK. URL: <https://www.qform3d.com/> (accessed June 01, 2023).

Відомості про авторів / About the Authors

Чухліб Віталій Леонідович (Chukhlib Vitalii) - доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри "Комп'ютерне моделювання та інтегровані технології обробки тиском" Навчально-наукового інституту механічної інженерії та транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м.Харків; e-mail: profdnepro@gmail.com.

Колісник Костянтин Дмитрович (Kolisnyk Kostiantyn) - аспірант кафедри "Комп'ютерне моделювання та інтегровані технології обробки тиском" Навчально-наукового інституту механічної інженерії та транспорту Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м.Харків; e-mail: kolesnik2195@gmail.com.

НОВИКОВ Ф. В.**ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ФОРМУВАННЯ ШОРСТКОСТІ
ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ ПІД ЧАС ШЛІФУВАННЯ ТА АБРАЗИВНОГО ПОЛІРУВАННЯ**

Розроблено математичні моделі визначення параметрів шорсткості обробленої поверхні під час шліфування алмазними кругами із ріжучими одновисотно розташованими зернами та представленими, відповідно, у формі конусів (гостровершинних зерен), усічених конусів (пов'язаних зі зношуванням алмазних зерен) і сфер. Розрахунками встановлено, що у першому випадку відношення параметрів шорсткості поверхні $R_{max}/R_a=4$. У другому випадку зі збільшенням зношування алмазних зерен параметр шорсткості поверхні R_a зменшується, а відношення R_{max}/R_a може значно перевищувати значення $R_{max}/R_a=4$. Це відповідає експериментальним даним, згідно яким відношення R_{max}/R_a під час шліфування може змінюватися у межах 4 ... 11, а під час абразивного полірування досягати значення 30 і більше, що пов'язано зі значною кількістю зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Ще більших значень R_{max}/R_a та, відповідно, менших значень параметра R_a досягнуто у третьому випадку. Із фізичної точки зору це пов'язано зі зменшенням відомого відношення a_z/R (товщини зрізу на радіус зерна) у результаті переходу від процесу різання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, оскільки $a_z=R_{max}$. Отже, суттєво зменшити висотні параметри шорсткості поверхні під час шліфування і абразивного полірування можна шляхом збільшення кількості зерен (у формі сфери), які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, та їх одновисотного розташування на робочій поверхні абразивного інструмента.

Ключові слова: алмазний круг, ріжучі зерна, товщина зрізу, кінематико-геометричний підхід, сфера, фінішні операції

НОВИКОВ Ф. В.**ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМОЙ
ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ И АБРАЗИВНОМ ПОЛИРОВАНИИ**

Разработаны математические модели определения параметров шероховатости обрабатываемой поверхности при шлифовании алмазными кругами с режущими одновисотно расположенными зернами и представленными, соответственно, в форме конусов (островершинных зерен), усеченных конусов (связанных с износом алмазных зерен). Расчетами установлено, что в первом случае отношение параметров шероховатости поверхности $R_{max}/R_a=4$. Во втором случае с увеличением износа алмазных зерен параметр шероховатости поверхности R_a уменьшается, а отношение R_{max}/R_a может значительно превышать значение $R_{max}/R_a=4$. Это соответствует экспериментальным данным, согласно которым отношение R_{max}/R_a при шлифовании может изменяться в пределах 4...11, а при абразивном полировании достигать значения 30 и более, что связано со значительным количеством зерен, принимающих участие в формировании шероховатости поверхности. Еще большие значения R_{max}/R_a и, соответственно, меньшие значения параметра R_a достигнуты в третьем случае. С физической точки зрения это связано с уменьшением известного отношения a_z/R (толщины среза на радиус зерна) в результате перехода от процесса резания к процессу упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала, поскольку $a_z=R_{max}$. Следовательно, существенно уменьшить высотные параметры шероховатости поверхности при шлифовании и абразивном полировании можно путем увеличения количества зерен (в форме сферы), принимающих участие в формировании шероховатости поверхности, и их одновисотного расположения на рабочей поверхности абразивного инструмента.

Ключевые слова: алмазный круг, режущие зерна, толщина среза, кинематико-геометрический подход, сфера, финишные операции

NOVIKOV F. V.**THEORETICAL ANALYSIS OF THE REGULATIONS OF FORMATION OF THE ROUGHNESS OF THE TREATED SURFACE
DURING GRINDING AND ABRASIVE POLISHING**

Mathematical models for determining the roughness parameters of the treated surface during grinding with diamond wheels with cutting grains located at the same height and represented, respectively, in the form of cones (pointed grains), truncated cones (related to the wear of diamond grains) and spheres have been developed. It was established by calculations that in the first case the ratio of surface roughness parameters $R_{max}/R_a=4$. In the second case, as the wear of diamond grains increases, the surface roughness parameter R_a decreases, and the R_{max}/R_a ratio can significantly exceed the value of $R_{max}/R_a=4$. This corresponds to experimental data, according to which the ratio R_{max}/R_a during grinding can vary within 4 ... 11, and during abrasive polishing it can reach a value of 30 or more, which is associated with a significant number of grains that participate in the formation of surface roughness. Even larger values of R_{max}/R_a and, accordingly, smaller values of the parameter R_a were achieved in the third case. From a physical point of view, this is related to a decrease in the known ratio a_z/R (thickness of the cut to the radius of the grain) as a result of the transition from the cutting process to the process of elastic-plastic deformation of the processed material, since $a_z=R_{max}$. Therefore, it is possible to significantly reduce the height parameters of the surface roughness during grinding and abrasive polishing by increasing the number of grains (in the form of a sphere), which participate in the formation of surface roughness, and their equal height location on the working surface of the abrasive tool.

Key words: diamond wheel, cutting grains, slice thickness, kinematic-geometric approach, sphere, finishing operations

Вступ. Метод шліфування отримав широке застосування під час механічної обробки завдяки забезпеченню високих показників якості оброблених поверхонь та, особливо, параметрів шорсткості поверхні, які найбільш відповідальні за експлуатаційні показники оброблених виробів (деталей машин). В значній мірі це відноситься до алмазного шліфування виробів, виготовлених із важкооброблюваних матеріалів із підвищеними фізико-механічними властивостями. Тому пошуку шляхів зменшення параметрів шорсткості

поверхні під час шліфування у науково-технічній літературі постійно приділяють значну увагу. Встановлено, що це досягається за умов фактично одновисотного виступання ріжучих зерен над зв'язкою круга та їх збільшення на робочій поверхні круга завдяки зменшенню зернистості круга. Поширеним стало застосування глибинного шліфування, яке дозволяє одночасно підвищити продуктивність обробки. При цьому важливо експериментально або аналітично визначити раціональні параметри режиму шліфування. Однак, як встановлено на практиці, на основі експериментальних даних можна отримати лише часткові рішення, тоді як за результатами аналітичних досліджень, можна отримати загальні рішення, справедливі у широких діапазонах зміни параметрів режимів шліфування та інших умов обробки. Це значно розширює технологічні можливості процесів шліфування із точки зору зменшення параметрів шорсткості поверхні. Тому у роботі вирішується актуальне питання більш глибокого вивчення аналітичними методами закономірностей формування параметрів шорсткості поверхні під час шліфування і абразивного полірування та умов їх суттєвого зменшення для розроблення та ефективного застосування технологій абразивної обробки на фінішних операціях.

Аналіз основних досягнень та літератури. Для аналітичного описання параметрів шорсткості поверхні під час шліфування отримав широке застосування кінематико-геометричний підхід, який заснований на макроскопічному уявленні закономірностей процесу шліфування [3, 4]. На його основі розроблено фактично всі існуючі на практиці технологічні процеси шліфування. Подальшим розвитком аналітичного описання параметрів шорсткості поверхні під час шліфування став "теоретико-імовірнісний підхід", який заснований на статистико-імовірнісних законах розташування зерен на робочій поверхні круга та їх участі у процесі різання [1, 2, 10]. Цей підхід дозволяє більш точно визначити параметр шорсткості поверхні R_a . Однак не дозволяє однозначно визначити інші висотні параметри шорсткості поверхні R_{max} і R_z із-за наявності у отриманих аналітичних залежностях експоненціальної функції, яка приводить до нескінченних значень цих параметрів [5, 11, 12]. У цьому випадку можна встановити параметри R_{max} і R_z лише із заданою точністю, яка є невизначеною величиною та не дозволяє визначити їх дійсні значення. Тому, перш ніж перейти до вирішення задач на основі використання методів теорії імовірностей, важливо провести узагальнений аналіз теоретичних рішень, отриманих на основі спрощеного кінематико-геометричного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні на оброблюваній деталі під час шліфування, оскільки він дозволяє аналітично із єдиних позицій описати всі висотні параметри шорсткості поверхні. Це відкриває нові можливості для оцінювання та порівняння основних висотних параметрів шорсткості поверхні під час шліфування і абразивного полірування та розроблення практичних рекомендацій щодо умов їх зменшення.

Мета дослідження, постановка проблеми. Метою дослідження є аналітичне визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування і абразивного полірування та на цій основі встановлення умов їх зменшення для обґрунтування раціонального застосування ефективних технологій абразивної обробки на фінішних операціях.

Для досягнення цієї мети необхідно:

- розробити спрощену математичну модель визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі конусів та усічених конусів;
- розробити уточнену узагальнюючу математичну модель визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі сфери;
- провести порівняння розрахункових та експериментальних значень параметрів шорсткості оброблених поверхонь під час шліфування та абразивного полірування;
- розробити практичні рекомендації щодо раціонального застосування ефективних технологій абразивної обробки на фінішних операціях.

Матеріали дослідження. Для вирішення поставлених задач розглянемо процес шліфування (під час виходжування) алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі конусів. Для спрощення розрахунків приймемо, що у результаті взаємодії алмазних зерен із оброблюваним матеріалом на деталі утворюється шорстка поверхня із рівномірним та одновисотним положенням на ній мікронервностей у формі трикутників. На рис. 1 площу поперечного перетину шорсткої поверхні показано заштрихованою. У цьому випадку класична функція – опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні [9], що аналітично описується функцією $\Phi(y)$, – змінюється за лінійною залежністю.

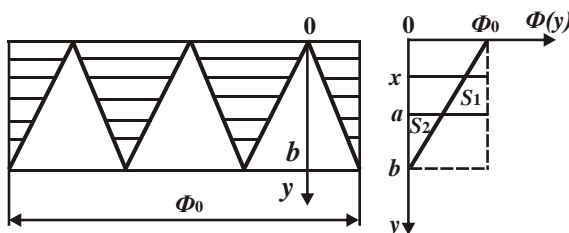


Рисунок 1 – Розрахункова схема функції $\Phi(y)$ та положення

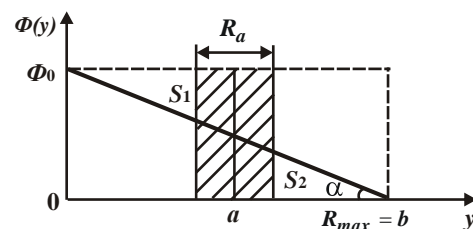


Рисунок 2 – Розрахункова схема параметра

За початок відліку координати y прийнято положення западин мікропрофілю обробленої поверхні. Параметр шорсткості поверхні R_{max} дорівнює висоті мікронерівності b . Для визначення параметра шорсткості обробленої поверхні R_a необхідно визначити положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні $y = a$ за умови рівності сумарних площ виступів S_1 і западин S_2 [8], які розташовані, відповідно, вище і нижче середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні (рис. 2). Функція $\Phi(y)$ описується залежністю:

$$\Phi(y) = \Phi_0 - \text{tg}\alpha \cdot y = \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right), \quad (1)$$

де Φ_0 – максимальне значення функції $\Phi(y)$, що досягається на рівні $y = 0$, м; $\text{tg}\alpha = \Phi_0 / b$.

Відповідно, площі S_1 і S_2 визначаються залежностями:

$$S_1 = \Phi_0 \cdot a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy = \Phi_0 \cdot a - \int_0^a \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \frac{\Phi_0 \cdot a^2}{2 \cdot b}; \quad (2)$$

$$S_2 = \int_a^b \Phi(y) \cdot dy = \int_a^b \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \frac{\Phi_0 \cdot (b-a)^2}{2 \cdot b}. \quad (3)$$

За умови рівності площ S_1 і S_2 отримано:

$$a = \frac{b}{2}; \quad S_1 = S_2 = \frac{\Phi_0 \cdot b}{8}. \quad (4)$$

Параметр шорсткості поверхні R_a , виходячи із рис. 2, визначається залежністю:

$$R_a = \frac{2 \cdot S_1}{\Phi_0} = \frac{b}{4}. \quad (5)$$

Параметр шорсткості поверхні R_a залежить лише від висоти мікронерівностей на обробленій поверхні b : чим вона менше, тим менше параметр R_a . Оскільки параметр шорсткості поверхні R_{max} для даних умов розрахунку дорівнює параметру шорсткості поверхні R_z , то справедливі відношення $R_{max} / R_a = R_z / R_a = 4$.

Це відповідає практичним даним, встановленим під час шліфування. Отже застосування спрощеного кінематико-геометричного підходу до визначення параметрів шорсткості поверхні на оброблюваній деталі під час шліфування дозволяє у першому наближенні встановити зв'язок між ними. Для більш детального теоретичного аналізу шляхів зменшення параметра R_a необхідно розглянути процес шліфування (на переході виходжування) алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі усічених конусів однієї висоти. У цьому випадку розрахункова схема (рис. 1) приймає вигляд, показаний на рис. 3.

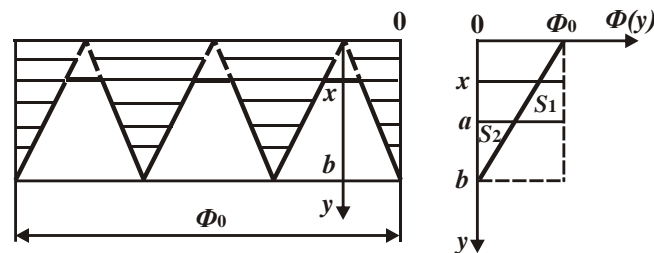


Рисунок 3 – Розрахункова схема положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні із урахуванням лінійного зношування алмазних зерен

Як видно, у результаті взаємодії алмазних зерен із оброблюваним матеріалом на деталі утворюється шорстка поверхня із рівномірним і одновисотним положенням на ній мікронерівностей у формі трикутників, між якими існує деяка відстань, що залежить від довжини майданчика на вершині зерна. Функція $\Phi(y)$ залишається такою ж, як і у попередньому випадку шліфування алмазним кругом із ріжучими зернами, представленими у формі конусів (рис. 1), та описується залежністю (1). Однак, за початок відліку за координатою y слід прийняти значення $y = x$, де x – величина лінійного зношування алмазного зерна, м. Це більшою мірою відображає закономірності процесу шліфування і формування шорсткості поверхні на оброблюваній деталі.

Для визначення параметра R_a , як і у попередньому випадку, необхідно визначити положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні $y = a$ за умови рівності сумарних площ виступів S_1 і западин S_2 , які розташовані, відповідно, вище і нижче середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні (рис. 3):

$$S_1 = \Phi_0 \cdot (a - x) - \int_x^a \Phi(y) \cdot dy =$$

$$= \Phi_0 \cdot (a - x) - \int_x^a \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \Phi_0 \cdot (a - x) - \Phi_0 \cdot (a - x) + \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot (a^2 - x^2) = \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot (a^2 - x^2); \quad (6)$$

$$S_2 = \int_a^b \Phi(y) \cdot dy = \int_a^b \Phi_0 \cdot \left(1 - \frac{y}{b}\right) \cdot dy = \Phi_0 \cdot \left[(b - a) - \frac{1}{2 \cdot b} \cdot (b^2 - a^2) \right]. \quad (7)$$

За умови $S_1 = S_2$ встановлено положення середньої лінії мікропрофілю обробленої поверхні:

$$a = \frac{b}{2} + \frac{x^2}{2 \cdot b}. \quad (8)$$

За умови $x = 0$ залежність (8) приймає вид залежності (4), отриманої під час шліфування алмазним кругом із гострими ріжучими зернами. Після підстановки залежності (8) у залежність (6), отримано:

$$S_1 = \frac{\Phi_0}{2 \cdot b} \cdot \left(\frac{b^2}{4} + \frac{x^2}{2} + \frac{x^4}{4 \cdot b^2} - x^2 \right) = \frac{\Phi_0}{8 \cdot b^3} \cdot (b^4 - 2 \cdot x^2 \cdot b^2 + x^4) = \frac{\Phi_0}{8 \cdot b^3} \cdot (b^2 - x^2)^2; \quad (9)$$

$$R_a = \frac{2 \cdot S_1}{\Phi_0} = \frac{1}{4 \cdot b^3} \cdot (b^2 - x^2)^2 = \frac{b}{4} \cdot \left(1 - \frac{x^2}{b^2}\right)^2. \quad (10)$$

За умови $x = 0$ параметр шорсткості поверхні $R_a = b/4$, що відповідає залежності (5). Це указує на достовірність отриманої залежності (10). Як видно, зі збільшенням величини x параметр шорсткості поверхні R_a зменшується, причому, достатньо інтенсивно після досягнення значення $x/b = 0,4$ (табл. 1, рис. 4). Отже, із точки зору зменшення параметра шорсткості поверхні R_a ефективно процес шліфування здійснювати алмазним кругом із зернами, що містять майданчики зношування на вершинах. Слід зазначити, що майданчиків зношування на вершинах зернах круга можна досягти як під час шліфування, так і під час притуплення зерен алмазним олівцем [6].

Таблиця 1 – Розрахункові значення параметра шорсткості поверхні R_a (мкм)

b , мкм	x/b								
	0	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
1	0,25	0,23	0,21	0,18	0,14	0,1	0,065	0,032	0,009
10	2,5	2,3	2,1	1,8	1,4	1,0	0,65	0,32	0,09

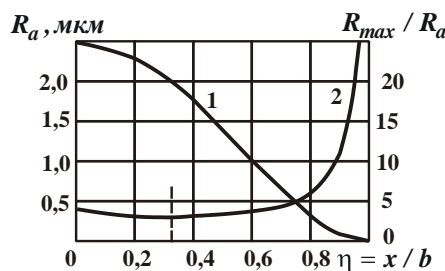


Рисунок 4 – Залежності параметра шорсткості поверхні R_a (1) і відношення R_{max}/R_a (2) від безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b$

Зі зменшенням параметра b параметр шорсткості поверхні R_a також зменшується, причому, більш ніж за лінійною залежністю. Це указує на ефективність застосування фінішних методів алмазно-абразивної обробки (обробки вільним абразивом, абразивного полірування тощо), які здійснюються із незначними товщинами зрізів, тобто із незначними значеннями параметра b . Виходячи із залежності (10), можна визначити відношення R_{max}/R_a , розглядаючи параметр шорсткості поверхні $R_{max} = b - x$ (рис. 3):

$$\frac{R_{max}}{R_a} = \frac{(b-x)}{b} \cdot \frac{4}{\left(1-\frac{x^2}{b^2}\right)^2} = \left(1-\frac{x}{b}\right) \cdot \frac{4}{\left(1-\frac{x^2}{b^2}\right)^2} = \frac{4}{\left(1-\frac{x^2}{b^2}\right) \cdot \left(1+\frac{x}{b}\right)}. \quad (11)$$

Із отриманої залежності (11) витікає екстремальний характер зміни відношення R_{max}/R_a зі зміною відношення x/b . Для визначення екстремального значення відношення $x/b = \eta$ підпорядкуємо залежність (11) необхідній умові екстремуму: $(R_{max}/R_a)'_{\eta} = 0$. У результаті диференціювання відношення R_{max}/R_a за змінним безрозмірним коефіцієнтом $\eta = x/b$ і, підпорядковуючи отриманий вираз необхідній умові екстремуму $(R_{max}/R_a)'_{\eta} = 0$, отримано квадратне рівняння: $\eta^2 + \frac{2}{3} \cdot \eta - \frac{1}{3} = 0$. Його рішення: $\eta = -\frac{1}{3} \pm \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{1}{3}}$. Оскільки безрозмірний коефіцієнт η може приймати лише позитивні значення, то справедливе рішення: $\eta = -\frac{1}{3} + \sqrt{\frac{1}{9} + \frac{1}{3}} = 0,33$. Отже екстремальне значення безрозмірного коефіцієнта $\eta = 0,33$ (табл. 2, рис. 4).

Таблиця 2 – Розрахункові значення відношення R_{max}/R_a

$\eta = x/b$	0	0,2	0,3	0,4	0,5	0,7	0,9	0,95	0,97	0,99
R_{max}/R_a	4	3,47	3,38	3,4	3,56	4,61	11,1	21,1	34,36	101

Як витікає із табл. 2, зі збільшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b$ відношення R_{max}/R_a змінюється за екстремальною залежністю, проходячи точку мінімуму за умови $\eta = 0,33$. У точці мінімуму відношення $R_{max}/R_a = 3,37$. Із подальшим збільшенням безрозмірного коефіцієнта $\eta = x/b \rightarrow 1$ відношення $R_{max}/R_a \rightarrow \infty$. Отже, у реальних умовах шліфування відношення R_{max}/R_a може значно перевищувати значення $R_{max}/R_a = 4$. Це відповідає експериментальним даним, наведеним у науково-технічній літературі, згідно яким відношення параметрів шорсткості поверхні R_{max}/R_a під час шліфування може змінюватися у межах 4 ... 11 [9].

У роботі [7] експериментально встановлено, що під час абразивного полірування відношення R_{max}/R_a може досягати значення 30 і більше (рис. 5). Це також відповідає отриманому теоретичному рішенню і пов'язане із приблизно одновисотним розташуванням ріжучих зерен на робочій поверхні алмазно-абразивного інструменту (полірувальника), чого неможливо досягти в умовах шліфування.

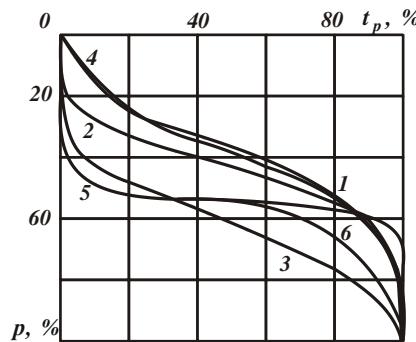


Рисунок 5 – Відносні опорні довжини мікропрофілю обробленої поверхні t_p (у %) зразків із сплаву АМг4 після різних методів обробки: 1 – прокат (вихідна поверхня); 2 – гідроабразивна обробка; 3 – точіння; 4 – фрезування; 5 – абразивне полірування; 6 – точіння алмазом

Під час шліфування, як відомо, має місце різновисотне виступання ріжучих зерен над рівнем зв'язки круга, що й визначає досягнення відносно незначних значень відношення параметрів шорсткості поверхні $b/R_a = R_{max}/R_a$ (у межах 4 ... 11). Таким чином, отримане теоретичне рішення дозволяє обґрунтувати експериментальні дані, за якими в умовах абразивного полірування відношення R_{max}/R_a приймає надзвичайно великі значення – 30 і більше.

Тому для більш повного аналізу закономірностей формування шорсткості поверхні розглянемо процес шліфування кругом із одновисотним розташуванням ріжучих зерен, що мають форму сфери. На рис. 6 наведено

розрахункову схему для визначення параметрів шорсткості поверхні вказаних умов шліфування. Для зручності розрахунків за початок координат прийнято точку, в якій відбувається контакт двох сусідніх зерен без урахування взаємного перекриття їх проекцій (точка О). Параметр шорсткості поверхні R_{max} , що визначає максимальну висоту мікронерівностей на оброблюваній поверхні, дорівнює радіусу зерна R .

У цьому випадку класична функція – опорна довжина мікропрофілю обробленої поверхні [9], що аналітично описується функцією $\Phi(y)$, яку показано графічно на рис. 3 для схеми шліфування кругом із ріжучими зернами у формі конусів, буде змінюватися не за лінійною залежністю, а за залежністю, що описує коло радіусом R . На початку координат $y=0$ функція $\Phi(y)=0$, а на рівні $y=R$ функція $\Phi(y)=R$. Для визначення параметра шорсткості поверхні R_a спочатку визначимо положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні за методикою, наведеною раніше для випадку шліфування кругом із ріжучими зернами у формі конусів. Площа S_1 (рис. 6) визначає площу, яку займають мікроставупи, а площа S_2 – площу, яку займають мікрозападини на обробленій поверхні. Із геометричної точки зору площа S_1 дорівнює різниці площі прямокутника $a \cdot R$ та площі сегмента OAB із центральним кутом φ і прямокутного трикутника ABC:

$$S_1 = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi. \quad (12)$$

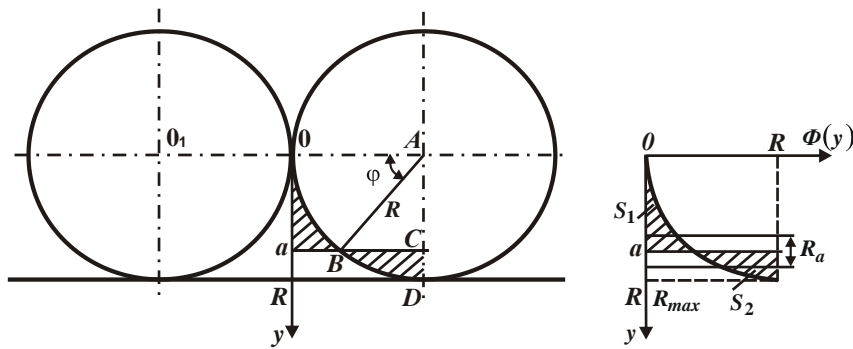


Рисунок 6 – Розрахункова схема для визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування без урахування взаємного перекриття проекцій ріжучих зерен, що мають форму сфери

Площа S_2 дорівнює різниці площі сегмента ABC із центральним кутом $(\pi/2 - \varphi)$ і прямокутного трикутника ABC:

$$S_2 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi. \quad (13)$$

Наведені залежності (12) і (13) містять однакову величину – площу $S_0 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} + \frac{1}{2} \cdot a \cdot R \cdot \cos \varphi$, що дозволяє їх спростити: $S_1 = a \cdot R - S_0$; $S_2 = \frac{\pi}{4} \cdot R^2 - S_0$. Положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні визначається за умови рівності площ S_1 і S_2 . Тоді $a = \frac{\pi}{4} \cdot R$; $R_a = \frac{2 \cdot S_1}{R} = 2 \cdot a - \frac{2 \cdot S_0}{R}$. Для визначення площі S_0 необхідно знати кут φ , який визначається за умови: $\sin \varphi = \frac{a}{R} = \frac{\pi}{4} = 0,785$. Звідки $R_a = 0,191 \cdot R$. Оскільки у даному випадку параметр шорсткості поверхні $R_{max} = R$, то відношення $R_{max}/R_a = 5,23$, що відповідає відомим практичним даним, отриманим під час шліфування.

Розглянемо випадок формування шорсткості поверхні із урахуванням перекриття проекцій зерен (рис. 7,а), тобто за заданим значенням параметра $H > 0$. У цьому випадку параметр шорсткості поверхні R_{max} менше за радіус зерна R і визначається величиною $R - a_1$ (рис. 7,б), де значення a_1 відповідає точці перетину двох кіл, що описують положення двох сусідніх зерен. Площа S_1 визначається за методикою:

1. Визначається площа S_{11} , що дорівнює різниці площі прямокутника $a \cdot R$ та суми площі сегмента EAB із центральним кутом φ і площі прямокутного трикутника ABC, та залежить від довжини дуги EB:

$$S_{11} = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right). \quad (14)$$

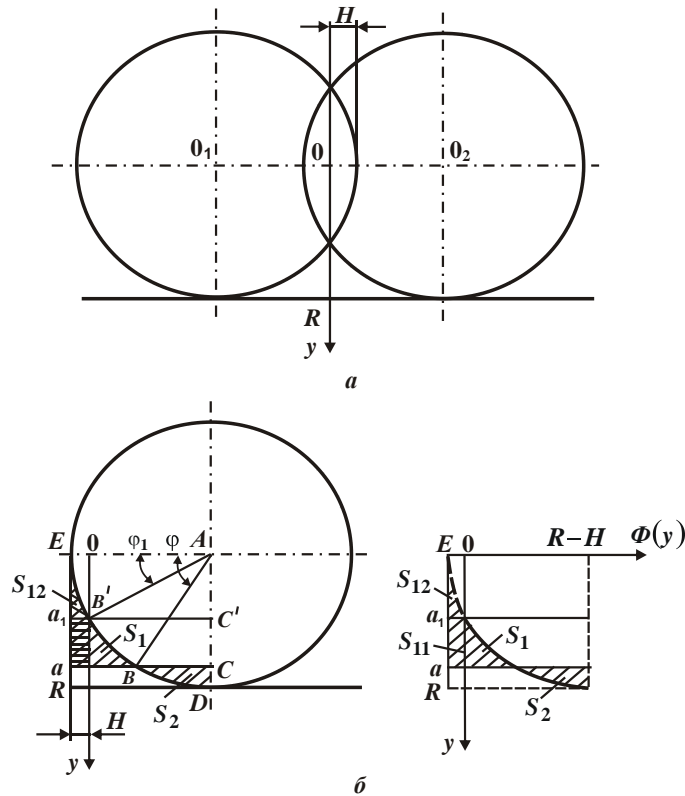


Рисунок 7 – Розрахункова схема визначення параметрів шорсткості поверхні під час шліфування із урахуванням взаємного перекриття проєкцій ріжучих зерен, що мають форму сфери

2. Визначається площа S_{11} , що дорівнює різниці площі прямокутника $a_1 \cdot R$ та суми площі сегмента EAB' із центральним кутом φ_1 і площі прямокутного трикутника $AB'C'$, і залежить від довжини дуги EB' :

$$S_{12} = a_1 \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2\pi} - \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_1\right) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_1\right). \quad (15)$$

3. Остаточна площа S_1 визначається різницею площ S_1 , S_1 та площі прямокутника $(a - a_1) \cdot H$ і залежить від довжини дуги $B'B$:

$$S_1 = S_{11} - S_{12} - (a - a_1) \cdot H = a \cdot R - \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} - \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi - a_1 \cdot R + \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2\pi} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi_1 - (a - a_1) \cdot H. \quad (16)$$

Площа S_2 визначається різницею площі сегмента EAB із центральним кутом $(\pi/2 - \varphi)$ і прямокутного трикутника ABC :

$$S_2 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)}{2\pi} - \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi. \quad (17)$$

Залежності (16) і (17) містять однакову величину

$$S_0 = \pi \cdot R^2 \cdot \frac{\varphi}{2\pi} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi. \quad (18)$$

Тому $S_1 = a \cdot R - a_1 \cdot R + R^2 \cdot \frac{\varphi_1}{2} + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot \sin 2\varphi_1 - (a - a_1) \cdot H - S_0$; $S_2 = \frac{\pi}{4} \cdot R^2 - S_0$.

Положення середньої лінії a мікропрофілю обробленої поверхні визначається за умови $S_1 = S_2$:

$$a = a_1 - \frac{R}{\left(1 - \frac{H}{R}\right)} \cdot \left(\frac{\varphi_1}{2} + \frac{\sin 2\varphi_1}{4} - \frac{\pi}{4}\right). \quad (19)$$

За умови $H = 0$ ($\varphi_1 = 0$) маємо:

$$a = \frac{\pi}{4} \cdot R. \quad (20)$$

Кути φ_1 і φ визначаються за залежностями: $\cos \varphi_1 = \frac{R-H}{R} = 1 - \frac{H}{R}$; $\sin \varphi = \frac{a}{R}$. Параметр a визначається із залежності (19).

Далі розрахунковим шляхом за залежністю (18) визначається площа S_0 та, відповідно, площі S_1 і S_2 , які за умовою виконання розрахунків мають бути рівними між собою.

За встановленою залежністю $R_a = 2 \cdot S_1 / R$ визначається параметр R_a , а за залежністю $R_{max} = R - a_1$ – параметр R_{max} . Розрахунками встановлено, що для більш точного визначення параметра шорсткості поверхні R_a розрахункові значення слід отримувати із точністю до 9 знаку (число $\pi = 3,1415926535 9$).

У табл. 3 наведено розрахункові значення відношень R_a / R , R_{max} / R_a і R_{max} / R . Як видно, зі збільшенням відношення H / R , починаючи зі значення $H / R = 0,1$, параметри шорсткості поверхні R_a і R_{max} зменшуються, а відношення R_{max} / R_a збільшується (табл. 3, рис. 8), приймаючи за умови $H / R = 0,9$ значення $R_{max} / R_a \approx 39$, яке не властиве процесу шліфування, однак, досягається в умовах абразивного полірування (рис. 5 [7]). При цьому встановлено, що збільшення відношення R_{max} / R_a відбувається завдяки зміні функції $\Phi(y)$ (рис. 6, рис. 7), у результаті чого параметр шорсткості поверхні R_a зменшується більш інтенсивне порівняно зі зменшенням параметра R_{max} .

Таблиця 3 – Розрахункові значення відношень R_a / R , R_{max} / R_a і R_{max} / R

H / R	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,8	0,9
R_a / R	0,1813	0,1177	0,0774	0,0495	0,03	0,01692	0,0010347	0,0001285
R_{max} / R_a	5,51	4,79	5,17	5,78	6,65	7,91	19,53	39
R_{max} / R	0,99	0,5638	0,4	0,2861	0,1995	0,1338	0,02	0,005

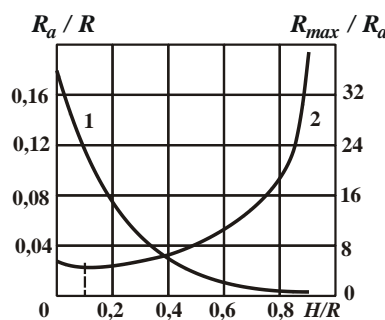


Рисунок 8 – Залежності відношень R_a / R (1) і R_{max} / R_a (2) від відношення H / R

Із табл. 3 також витікає, що зі зміною відношення H / R у діапазоні $0 \dots 0,3$ відношення R_{max} / R_a змінюється незначно, що співпадає із відомими експериментальними даними, отриманими в умовах шліфування. Із подальшим збільшенням відношення H / R відношення R_{max} / R_a інтенсивне збільшується, що співпадає із відомими експериментальними даними, отриманими в умовах абразивного полірування. Це пов'язано із тим, що в умовах шліфування значно менше абразивних зерен приймає участь у процесі формування шорсткості поверхні порівняно із процесом абразивного полірування. Відношення R_a / R , навпаки, зі збільшенням відношення H / R інтенсивне зменшується, що указує на ефективність застосування абразивного полірування на фінішних операціях для зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a і R_{max} .

Отримані результати розрахунків підтверджуються значеннями відношення R_{max} / R (табл. 3), яке визначається добутком відношень R_{max} / R_a і R_a / R . Зі збільшенням відношення H / R відношення R_{max} / R безперервно зменшується, приймаючи дуже малі значення при $H / R = 0,8$ і $H / R = 0,9$ (табл. 3).

За фізичною суттю, відношення R_{max} / R ідентичне відомому відношенню a_z / R , де a_z – товщина зрізу окремим зерном круга; R – радіус зерна круга. У даному випадку $a_z = R_{max}$. Тому відношення $a_z / R = R_{max} / R$ безмежно зменшується зі збільшенням відношення H / R (табл. 3), що пов'язано із переходом від процесу різання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Як видно, за досягненням значень $H / R = 0,8$ і $H / R = 0,9$ відношення $a_z / R = R_{max} / R$ приймає дуже малі значення: 0,02; 0,005, які характерні для процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Отже, закономірності формування параметрів шорсткості поверхні зі збільшенням відношення H / R (табл. 3) обумовлені

зменшенням відношення a_z/R у результаті переходу від процесу різання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу. Це указує на достовірність отриманих теоретичних рішень.

Таким чином, на основі проведеного теоретичного аналізу встановлено, що суттєво збільшуючи кількість зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні під час шліфування, можна досягти значного зменшення параметрів шорсткості поверхні R_a , R_{max} та, відповідно, збільшення відношення R_{max}/R_a .

Отримане теоретичне рішення відповідає наведеному раніше рішенню щодо умов шліфування кругом із ріжучими зернами, що мають форму усіченого конуса. Отже, представляючи ріжучі зерна у формі сфери та усіченого конуса, отримано близькі рішення, які підтверджуються експериментально встановленими даними, наведеним на рис. 5 [7], за якими відношення R_{max}/R_a може досягати надзвичайно великих значень (більше 30). Якщо ж моделювати ріжучі зерна у вигляді гостровершинних зерен, (рис. 1), то приходимо до спрощеного теоретичного рішення: $R_{max}/R_a = 4$, тобто відношення R_{max}/R_a залишається постійним незалежно від кількості ріжучих зерен, що приймають участь у формуванні шорсткості оброблюваної поверхні. Це рішення певною мірою відповідає умовам алмазного шліфування, але не відповідає умовам абразивного полірування. Тому для більш достовірного кількісного оцінювання параметрів шорсткості поверхні під час алмазно-абразивної обробки їх розрахунки слід виконувати із урахуванням участі в різанні зерен, що мають форму сфери або усіченого конуса, враховуючи, таким чином, закономірності зношування зерен та утворення на робочій поверхні круга сталого в часі ріжучого рельєфу.

Висновки. У роботі розглянуто спрощений кінематико-геометричний підхід до визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування, що дозволило провести узагальнений аналіз теоретичних рішень, отриманих на його основі. Для цього розроблено математичні моделі визначення параметрів шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування алмазними кругами із ріжучими одновисотно розташованими зернами та представленими, відповідно, у формі конусів (гостровершинних зерен), усічених конусів (пов'язаних зі зношуванням алмазних зерен) і сфер. Розрахунками встановлено, що у першому випадку відношення параметрів шорсткості поверхні $R_{max}/R_a = 4$. У другому випадку зі збільшенням зношування алмазних зерен параметр шорсткості поверхні R_a зменшується, а відношення R_{max}/R_a може значно перевищувати значення $R_{max}/R_a = 4$. Це відповідає експериментальним даним, згідно яким відношення R_{max}/R_a під час шліфування може змінюватися у межах 4 ... 11, а під час абразивного полірування досягати значення 30 і більше, що пов'язано зі значною кількістю зерен, які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні. Ще більших значень відношення R_{max}/R_a та, відповідно, менших значень параметра шорсткості поверхні R_a досягнуто у третьому випадку, моделюючи ріжучі зерна у формі сфер. Із фізичної точки зору це пов'язано зі зменшенням відомого відношення a_z/R (товщини зрізу на радіус зерна) у результаті переходу від процесу різання до процесу пружно-пластичного деформування оброблюваного матеріалу, оскільки у даному випадку $a_z = R_{max}$. Отже, суттєво зменшити висотні параметри шорсткості поверхні під час шліфування і абразивного полірування можна шляхом збільшення кількості зерен (у формі сфери), які приймають участь у формуванні шорсткості поверхні, та їх одновисотного розташування на робочій поверхні абразивного інструмента. Це є основним напрямом раціонального застосування ефективних технологій абразивної обробки на фінішних операціях.

Список літератури:

1. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.
2. Королев А. В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности абразивного инструмента / А. В. Королев, Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1987. – 160 с.
3. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
4. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
5. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфування: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
6. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операции шлифования с учетом требований по точности обработки / Ф. В. Новиков, С. А. Дитиненко // Машинобудування [Engineering] : збірник наукових праць. – Вип. 25. – Харків: УППА, 2020. – С. 70–78.
7. Новиков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями : монографія / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупій. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с.
8. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке: монография / Ю. К. Новоселов. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – 304 с.
9. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – Киев: Наук. думка, 1994. – 180 с.
10. Федосеев О. Б. Физическая теория шлифования / О. Б. Федосеев // Физ. и хим. обработка материалов. – 1979, №1. – С. 110–116.
11. Bratan, S., Kolesov A., Roshchupkin, S., Stadnik, T. Theoretical-probabilistic model of the rotary belt grinding process, MATEC Web Conf. 129, 01078 (2017).
12. Yu. K. Novoselov, Dynamics of surface shaping in abrasive processing, (LAP LAMBERT Academic Publishing. Saarbrücken, Deutschland, P. 317. 2017).

Bibliography (transliterated):

1. Yevseyev D. G. Fizicheskiye osnovy protsessa shlifovaniya / D. G. Yevseyev, A. I. Sal'nikov. – Saratov: Izd-vo Sarat. un-ta, 1978. – 128 s.
2. Korolev A. V. Teoretiko-veroyatnostnyye osnovy abrazivnoy obrabotki. Chast' 1. Sostoyaniye rabochey poverkhnosti abrazivnogo instrumenta / A. V. Korolev, YU. K. Novoselov. – Saratov: Izd-vo Sarat. un-ta, 1987. – 160 s.
3. Lur'ye G. B. Progressivnyye metody kruglogo naruzhnogo shlifovaniya / G. B. Lur'ye. – L.: Mashinostroyeniye, 1984. – 103 s.
4. Maslov Ye. N. Teoriya shlifovaniya metallov / Ye. N. Maslov. – M.: Mashinostroyeniye, 1974. – 320 s.
5. Nezhebovs'kyy V. V. Tekhnologichne zabezpechennya yakosti obrobky zubchastykh kolis pryvodiv shakhtnykh konveyeriv na operatsiyakh zubshlifuvannya: avtoref. dys. ... kand. tekhn. nauk: 05.02.08. – Odesa: ONPU, 2011. – 21 s.
6. Novikov F. V. Optimizatsiya struktury i parametrov operatsii shlifovaniya s uchetom trebovaniy po tochnosti obrabotki / F. V. Novikov, S. A. Ditinenko // Mashinobuduvannya [Engineering] : zbirnik naukovikh prats'. – Vip. 25. – Kharkiv: UIPA, 2020. – S. 70–78.
7. Novikov F. V. Osnovy obrobky metalevykh vyrobiv z optychnymy vlastyvostyamy : monohrafiya / F. V. Novikov, V. H. Shkurupiy. – Kharkiv: KHNEU im. S. Kuznetsya, 2015. – 388 s.
8. Novoselov YU. K. Dinamika formoobrazovaniya poverkhnostey pri abrazivnoy obrabotke : monografiya / YU. K. Novoselov. – Sevastopol: SevNTU, 2012. – 304 s.
9. Ryzhov E. V. Tekhnologicheskoye obespecheniye kachestva detaley s pokrytuyami / E. V. Ryzhov, S. A. Klimenko, O. G. Gutsalenko. – Kiyev: Nauk. dumka, 1994. – 180 s.
10. Fedoseyev O. B. Fizicheskaya teoriya shlifovaniya / O. B. Fedoseyev // Fiz. i khim. obrabotka materialov. – 1979, №1. – S. 110–116.
11. Bratan, S., Kolesov A., Roshchupkin, S., Stadnik, T. Theoretical-probabilistic model of the rotary belt grinding process, MATEC Web Conf. 129, 01078 (2017).
12. Yu. K. Novoselov. Dynamics of surface shaping in abrasive processing, (LAP LAMBERT Academic Publishing, Saarbrucken, Deutschland, P. 317. 2017).

Поступила (received) 10.11.2023

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Новіков Федір Васильович (Новиков Федор Васильевич, Novikov Fedir Vasiliviyth) – доктор технічних наук, професор кафедри "Здорового способу життя, технологій і безпеки життєдіяльності" Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця, м. Харків; тел.: +38-067-68-90-342; e-mail: novikovfv@i.ua ORCID: 0000-0001-6996-3356

ГАСАНОВ М.І., ПЕРМЯКОВ О.А., ЗАКОВОРТНИЙ О.Ю., КЛОЧКО О.О., ОХРИМЕНКО О.А., МАЙБОРОДА В.С., ГЛУШКО В.С.

ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ ІМПУЛЬСНОГО ШВИДКІСНОГО ЗУБОФРЕЗЕРУВАННЯ З УРАХУВАННЯМ АТОМНОГО ПІДХОДУ

Розглянуто механізм утворення з'єднаної (сегментованої) стружки за високих швидкостей зубофрезерування. Показано, що це явище пов'язане зі збільшенням межі текучості металу та зменшенням його пластичності зі збільшенням швидкості різання, а отже, і швидкості деформації. Збільшення швидкості деформації зі збільшенням швидкості різання створює менш енергоємний крихкий механізм руйнування стружкових елементів. Це, своєю чергою, призводить до зменшення ступеня деформації розрізаного шару, зусиль різання та усадки стружки. Вплив типу кристалічної решітки оброблюваного матеріалу на зовнішній вигляд стружки проявляється через енергію розриву штабелювання, яка впливає на формування дислокаційної структури в зоні стружкоутворення, що визначає вихідні параметри процесу різання: опір пластичній деформації, сили різання, ступінь деформації та усадки різаного шару. Застосування атомного підходу відкриває широкі можливості вдосконалення швидкісного імпульсного зубофрезерування, зокрема, поліпшення енергоефективності фрезерування. Визначено залежності між фізичними параметрами при швидкісному зубофрезеруванні: потужності, швидкості різання, енергією розриву міжатомних зв'язків у кластерах металу. Знайдено два напрями підвищення енергоефективності імпульсного швидкісного зубофрезерування: можливе зменшення потужності електродвигуна, що приводить, і використання енергії розриву міжатомних зв'язків у подальшому фрезеруванні.

Ключові слова: функціональні властивості, швидкісне зубофрезерування, опір пластичній деформації, сили різання, ступінь деформації, енергією розриву міжатомних зв'язків

HASANOV M.I., PERMYAKOV O.A., ZAKOVOROTNYI O.YU., KLOCHKO O.O., OKHRYMENKO O.A., MAYBORODA V.S., GLUSHKO V.S.

ENERGY EFFICIENCY OF PULSE HIGH-SPEED TOOTH MILLING TAKING INTO ACCOUNT THE ATOMIC APPROACH

The mechanism of formation of connected (segmented) chips at high speeds of tooth milling is considered. It is shown that this phenomenon is associated with an increase in the yield point of the metal and a decrease in its plasticity with an increase in the cutting speed and, therefore, the deformation speed. An increase in the rate of deformation with an increase in the cutting speed creates a less energy-intensive fragile mechanism for the destruction of chip elements. This, in turn, leads to a decrease in the degree of deformation of the cut layer, cutting forces and chip shrinkage. The effect of the type of crystal lattice of the processed material on the appearance of the chip is manifested through the stacking fracture energy, which affects the formation of the dislocation structure in the chip formation zone, which determines the initial parameters of the cutting process: resistance to plastic deformation, cutting forces, the degree of deformation and shrinkage of the cut layer. The application of the atomic approach opens up wide possibilities for improving high-speed pulsed tooth milling, in particular, improving the energy efficiency of milling. The dependences between physical parameters during high-speed tooth milling were determined: power, cutting speed, energy of breaking interatomic bonds in metal clusters. Two ways of increasing the energy efficiency of pulsed high-speed tooth milling were found: a possible reduction in the power of the driving electric motor and the use of the energy of breaking interatomic bonds in subsequent milling.

Key words: functional properties, high-speed tooth milling, resistance to plastic deformation, cutting forces, degree of deformation, breaking energy of interatomic bonds

Вступ. Методика визначення енергоефективності при імпульсному швидкісному зубофрезеруванні представлена саме на підставі атомного підходу. Розуміння фізичних процесів, що відбуваються під час різання, контактної взаємодії стружки з інструментом, дає нові напрями щодо підвищення енергоефективності обробки металу.

Прагнення скорочення споживання електроенергії при виконанні технологічних процесів, зокрема фрезеруванні металів, призводить до модернізації механізмів, що використовують енергію, що вивільняється в самому процесі різання.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Процес деформації та руйнування стружки при швидкісному зубофрезеруванні з урахуванням атомного підходу розглядається в деяких останніх публікаціях.[1] Однак оцінка енергоефективності імпульсного швидкісного зубофрезерування, використання при фрезеруванні енергії, що виділяється в результаті руйнування міжатомних зв'язків, потребує подальшого детального та глибокого вивчення

При швидкісному зубофрезеруванні лезовим інструментом процес пластичної деформації реалізується за схемою стиснення та простого зсуву [1, 2, 3, 4] Доказано, що опір пластичної деформації шару, що зрізається, залежить від типу кристалічної решітки оброблюваного матеріалу, його енергії дефекту упаковки та наявності домішок на межах зерен. Вплив цих факторів проявляється через види дисипативних структур, що формуються в процесі деформації шару, що зрізається і визначають її локалізацію. У вуглецевих сталях основною домішкою є вуглець, який, розташовуючись на межах зерен, може сприяти їхньому хрущенню. Зі зростанням температури дифузійна рухливість вуглецю зростає, що полегшує прослизання зерен, збільшує та змінює форму стружки.

Основна частина. Розглянемо процес стружкоутворення при врізанні різального інструменту в заготовлю, роблячи акцент на силі, яку потрібно прикласти для розриву міжатомних зв'язків оброблюваного матеріалу та фізичних процесів, які при цьому відбуваються.

Схема врізання зуба фрези схематично показана на мал. 1

У процесі зняття стружки деформація шарів оброблюваного матеріалу виникає не тільки в області площини сколювання стружки, а й попереду зуба фрези і під площиною різання. Однак зараз нас цікавить площина пластичного зсуву. Пластична деформація може виникнути, якщо через кристал пройдуть не тільки

дислокації (вихідна структура вже має певну кількість дислокацій), але й знову утворені. Напрути, необхідні для початку пластичної деформації (без дислокацій), тобто для розриву міжатомних зв'язків, становлять близько 10 % від модуля зсуву. Наприклад, для заліза міжатомна відстань становить 2,48 Å, енергія дислокації на цю відстань — ~6 eВ, а міцність міжатомного зв'язку Fe-Fe — 4,290 eВ. Енергія дислокації перевищує міцність міжатомних зв'язків Fe-Fe, тому рух дислокацій супроводжуватиметься деформацією кристала, тобто розривом зв'язків. [1, 5, 6]

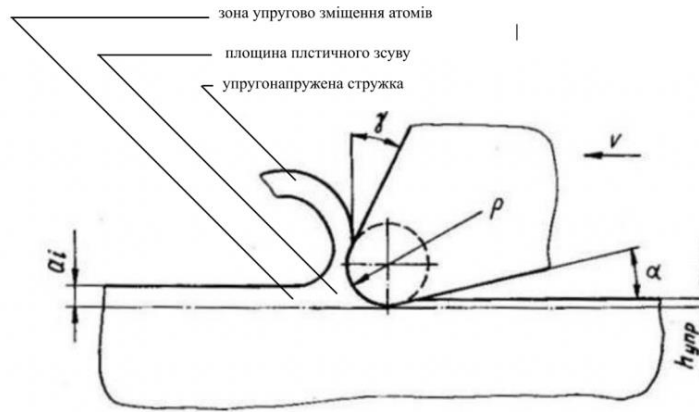


Рис.1 – Схема врізання зуба фрези при швидкісному зубофрезеруванні

Схильність оброблюваних матеріалів до деформаційного зміцнення залежить від їхньої електронної та дислокаційної структури, наявності домішок, швидкості деформування, температури, типу кристалічної решітки, радіуса заокруглення ріжучої кромки ρ , а також від швидкості перебігу процесів розміцнення. У вуглецевих сталях основною домішкою є вуглець, який, розташовуючись на межах зерен, може сприяти їхньому хрущенню. Зі зростанням температури дифузійна рухливість вуглецю зростає, що полегшує прослизання зерен, збільшує та змінює форму стружки. [3, 6, 7, 8]

Потужність різання при фрезеруванні розраховується за формулою:

$$P_c = K_p \cdot C \cdot Q \cdot W_u$$

де: K_p - постійний коефіцієнт, що залежить від оброблюваного матеріалу; C - коефіцієнт подачі, що залежить від подачі; Q - обсяг матеріалу, що видаляється, см³/сек.; W_u - Коефіцієнт зносу інструменту.

Таким чином, існує пряма лінійна залежність між потужністю різання і постійним коефіцієнтом K_p , який безпосередньо залежить від ЕДУ (енергії дефекту упаковки). І як наслідок, потужність різання залежить від енергії, яку потрібно прикласти для розриву міжатомних зв'язків. У свою чергу, внаслідок цього розриву енергія міжатомних зв'язків звільняється. Можливі шляхи використання цієї енергії при фрезеруванні розглянемо на прикладі двомасової електромеханічної системи, що здійснює імпульсне фрезерування задалегідь задану програму.

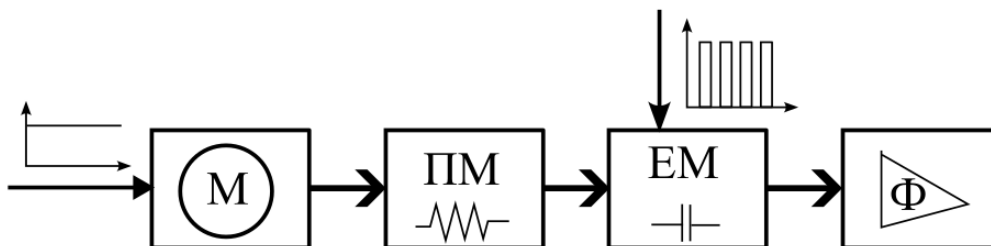


Рис.2 - Структурна схема імпульсного швидкісного зубофрезерування з використанням упругої та електромагнітної муфти

Схематично структурна схема імпульсного швидкісного зубофрезерування представлена на мал.2, де М - електродвигун, ПМ - пружна муфта, ЕМ - електромагнітна муфта, Ф - фреза. Схема реалізована із залежного обертання 2-х мас, в якій електродвигун М обертається з постійною швидкістю на номінальній потужності, а електромагнітна муфта ЕМ управляється осцилюючим сигналом і має 2 положення. Коли ЕМ замкнута, механічна передача обертаючого моменту від двигуна на фрезу заблокована і проходить накопичення обертаючого моменту за рахунок обертання валу в пружній муфті. У момент розмикання ЕМ накопичена енергія передається на фрезу Ф і використовується для її подальшого просування в заготовці. З урахуванням того, що пластична деформація і розрив міжатомних зв'язків безпосередньо залежить від потужності різання і обертаючого моменту, при імпульсному фрезеруванні можливе використання електродвигуна з меншою номінальною потужністю, ніж при класичному безперервному фрезеруванні.

Принциповий графік залежності зміни обертаючого моменту у часі зображено на Рис.3 [2, 4]

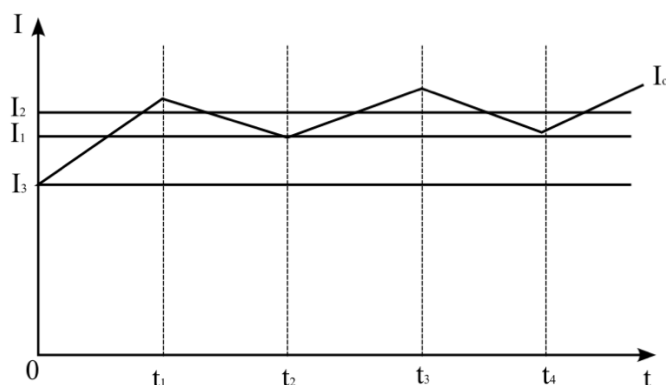


Рис.3 - Принциповий графік залежності зміни миттєвого обертаючого моменту у часі

На цьому графіку I_1 – Мінімальний обертаючий момент, необхідний для виконання фрезерування (передаючий мінімальне зусилля, необхідне для розриву атомних зв'язків), I_2 – Обертаючий момент при класичному фрезеруванні, I_3 – Обертаючий момент, створюваний двигуном системи імпульсного фрезерування за відсутності упругої муфти I_0 – Сумарний миттєвий обертаючий момент імпульсної системи, утвореним обертаючим моментом двигуна і обертаючим моментом накопиченої енергії пружної муфти. У розрахунок прийнято лінійне накопичення обертаючого моменту, виходячи з закону Гука. Ділянки $0-t_1$, t_2-t_3 – це ділянки накопичення обертаючого моменту, (електромагнітна муфта замкнута), ділянка t_1-t_2 – передача сумарного обертаючого моменту на фрезу (електромагнітна муфта розімкнена). Як бачимо з цього графіка, імпульсне фрезерування має можливість застосування двигуна меншої потужності, ніж при класичному фрезеруванні. У цій особливості полягає перший аспект енергоефективності імпульсного фрезерування..

В процесі імпульсного швидкісного зубофрезерування на ділянці t_1-t_2 відбувається рух фрези з виникненням пластичних деформацій у заготовці та з розривом міжатомних зв'язків. В результаті відбувається зсув великої кількості атомних плоскостей ковзання. [1, 5] Енергія, що звільняється внаслідок розриву атомних зв'язків, частково перетворюється на теплову енергію. На ділянці t_2-t_3 фреза зупиняється у заготовці, а енергія розподіляється у зоні пружного зміщення атомів. З урахуванням того, що у вуглецевих сталях зі зростанням температури дифузійна рухливість вуглецю зростає, що полегшує прослизання зерен, збільшує та змінює форму стружки. [3,5] на ділянці t_3-t_4 для фрезерування потрібна менша потужність порівняно з фрезеруванням без зупинки фрези. У цій особливості полягає другий аспект енергоефективності імпульсного фрезерування.

Для дослідження інших аспектів імпульсного швидкісного зубофрезерування та можливе використання енергії розриву міжатомних зв'язків можлива побудова експериментальної системи, структурна схема якої

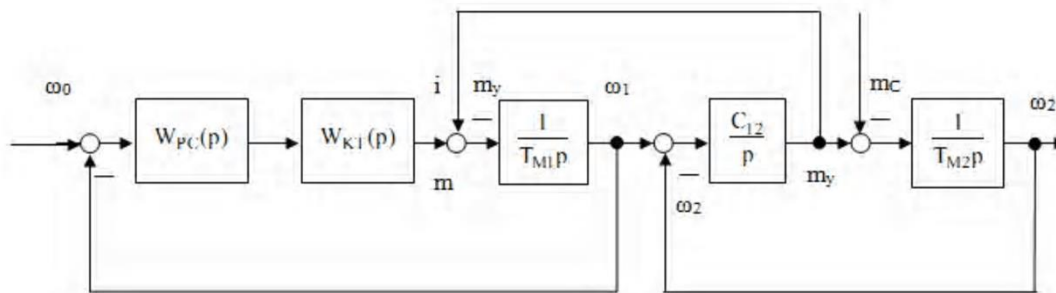


рис.4

Рис.4 – Структурна схема експериментальної установи дослідження та автоматичного регулювання двомасової системи.

У цій схемі, завдяки широкій можливості регулювання вхідного сигналу (m_c), та можливості спостереження таких параметрів, як швидкість обертання валу двигуна, муфт та фрези (ω_0 , ω_1 , ω_2 відповідно) і потужності на валах, що приводять, існує можливість глибокого вивчення швидкісного зубофрезерування в широкому діапазоні регулювань.

Висновки. Застосування атомного підходу відкриває широкі можливості вдосконалення швидкісного імпульсного зубофрезерування, зокрема, поліпшення енергоефективності фрезерування. Визначено залежності між фізичними параметрами при швидкісному зубофрезеруванні: потужності, швидкості різання, енергією розриву міжатомних зв'язків у кластерах металу. Знайдено два напрями підвищення енергоефективності імпульсного швидкісного зубофрезерування: можливе зменшення потужності електродвигуна, що приводить, і використання енергії розриву міжатомних зв'язків у подальшому фрезеруванні.

З метою подальшого глибокого вивчення можливих характеристик при швидкісному імпульсному фрезеруванні, побудовано структурну схему експериментальної установки двомасової електромеханічної системи.

Список літератури

1. Ключко О.О., Гасанов М.І., Заковоротний О.Ю., Майборода В.С., Охрименко О.О., Федоренко В.С. Технологічні передумови деформації і рушення зрізуючого шару при швидкісному зубофрезеруванні загартованих циліндричних зубчатих коліс на основі атомного підходу // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні № 1 (5) 2022. ISSN 2079-004X
2. О.В. Найденко, Д.С. Загуменнов Мікропроцесорне управління двомасовою електромеханічною системою // Періодичні видання національного університету «Одеська політехніка» Електротехнічні та комп'ютерні системи №34 (110) 2021. ISSN 2221-3805
3. Seppo E. Saarakkala and Marko Hinkkanen, Senior Member, IEEE Identification of Two-Mass Mechanical Systems Using Torque Excitation: Design and Experimental Evaluation // Ieee transactions on industry applications, vol. 51, no. 5, september/october 2015 с.4180-4189
4. Ключко О. О., Камчатна-Степанова К. В., Охрименко О.А., Манохін А. С. Динаміка процесу різання при зубофрезеруванні шевронних коліс Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні № 1 (5) 2022.
5. Jianna Huang, Di Wanga, Dabin Zhangb The Torque Characteristic Analysis and Simulation on Electromagnetic Gear // Energy Procedia 17 (2012) 1274 – 1280
6. Заковоротний О.Ю., Ключко О.О., Набока О.В., Степанова І.І., Храпов В.О., Рябченко С.В. Імітаційне моделювання технологічних процесів обробки великогабаритних ЕШЗ з модифікованим профілем. // Сучасні питання виробництва та ремонту в промисловості і на транспорті: Матеріали Міжнародного науково-технічного семінару, 26–27 березня 2024 р. – Київ: АТМ України, 2024. – С. 44 –46.
7. Марченко А.П., Гасанов М.І., Кривобок Р.В., Ключко О.О., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В., Мироненко Є.В., Шаповалов М.В. Моделювання послідовності формування поверхневого шару циліндричних загартованих крупномодульних зубчастих коліс з регламентованими вихідними параметрами // Нові та нетрадиційні технології в ресурсо - та енергозбереженні: Матеріали міжнародної науково-технічної конференції, 6-7 грудня 2023 р., м. Одеса. – Одеса: 2023. – С. 213 –216.
8. Klochko A., Basova Y., Gasanov M., Zakovorotny A., Fedorenko V., Myronenko O., Vorontsov B., Ryazantsev A., Protasov R. // Scientific Basis for the Substantiation of Process Regulations for the Micro-Cutting of Hardened Gears / Alexander Klochko, Yevheniia Basova, Magomedimin Gasanov, Alexander Zakovorotny, Vitaly Fedorenko, Oleh Myronenko, Borys Vorontsov, Anton Ryazantsev, Roman Protasov // Journal of Mechanical Engineering - Strojnický časopis. - 2023. - Volume 73.- No. 2. – P. 83 – 92. ISSN: 2450-5471 DOI: <https://doi.org/10.2478/scjme-2023-0023>

References (transliterated):

1. Klochko O.O., Hasanov M.I., Zakovorotny O.Iu., Maiboroda V.S., Okhrymenko O.O., Fedorenko V.S. Tekhnolohichni peredumovy deformatsii i rushennia zrizuiemogo sharu pry shvydkisnomu zubofrezuvanni zahartovanykh tsylindrycheskyykh zubchatykh kolis na osnovi atomnoho pidkhidu // Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KhPI». Seriya: Tekhnolohii v mashynobuduvanni № 1 (5) 2022. ISSN 2079-004X
2. O.V. Naidenko, D.S. Zahumennov Mikroprotsesorne upravlinnia dvomasovoiu elektromekhanichnoiu systemoiu // Periodychni vydannia natsionalnoho universytetu «Odeska politekhnika» Elektrotekhnichni ta kompiuterni systemy №34 (110) 2021. ISSN 2221-3805
3. Seppo E. Saarakkala and Marko Hinkkanen, Senior Member, IEEE Identification of Two-Mass Mechanical Systems Using Torque Excitation: Design and Experimental Evaluation // Ieee transactions on industry applications, vol. 51, no. 5, september/october 2015 s.4180-4189
4. Klochko O. O., Kamchatna-Stepanova K. V., Okhrymenko O.A., Manokhin A. S. Dynamika protsesu rizannia pry zubofrezuvanni shevronnykh kolis Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu «KhPI». Seriya: Tekhnolohii v mashynobuduvanni № 1 (5) 2022.

5. Jianna Huang, Di Wang, Dabin Zhang. The Torque Characteristic Analysis and Simulation on Electromagnetic Gear // Energy Procedia 17 (2012) 1274 – 1280
6. Zakovorotnyi O.Iu., Klochko O.O., Naboka O.V., Stepanova I.I., Khrapov V.O., Riabchenko S.V. Imitatsiine modeliuвання tekhnolohichnykh protsesiv obrobyky velykohabarytnykh EShZ z modyfikovanyim profilem. // Suchasni pytannia vyrobnytstva ta remontu v promyslovosti i na transporti: Materialy Mizhnarodnoho naukovy-tekhnichnoho seminaru, 26–27 bereznia 2024 r. – Kyiv: ATM Ukrainy, 2024. – S. 44–46.
7. Marchenko A.P., Hasanov M.I., Kryvobok R.V., Klochko O.O., Kovalov V.D., Vasylychenko Ya.V., Myronenko Ye.V., Shapovalov M.V. Modeliuвання poslidoynosti formuvannia poverkhnevoho sharu tsylindrychnykh zahartovanykh krupnomodulnykh zubchastykh kolis z rehlamentovanyim vykhidnymy parametramy // Novi ta netryaditsiini tekhnolohii v resurso - ta enerhozberezhenni: Materialy mizhnarodnoi naukovy-tekhnichnoi konferentsii, 6-7 hrudnia 2023 r., m. Odesa. – Odesa: 2023. – S. 213–216.
8. Klochko A., Basova Y., Gasanov M., Zakovorotny A., Fedorenko V., Myronenko O., Vorontsov B., Ryazantsev A., Protasov R. // Scientific Basis for the Substantiation of Process Regulations for the Micro-Cutting of Hardened Gears / Alexander Klochko, Yevheniia Basova, Magomedemir Gasanov, Alexander Zakovorotny, Vitaly Fedorenko, Oleh Myronenko, Borys Vorontsov, Anton Ryazantsev, Roman Protasov // Journal of Mechanical Engineering - Strojnický casopis. - 2023. - Volume 73.- No. 2. – P. 83 – 92. ISSN: 2450-5471 DOI: <https://doi.org/10.2478/scjme-2023-0023>

References (transliterated)

Поступила (received) 09.08.2024

Відомості про авторів / About the Authors

Гасанов Магомедємін Ісамагомедович (Hasanov Magomedemir Isamagomedovich) – проректор по науково-педагогічній роботі, доктор технічних наук, професор кафедри технологія машинобудування і металорізальні верстати, Національного технічного університету «Харківський політехнічний університет», м. Харків; тел.: (096)-590-8850; e-mail: kh.kajvika@gmail.com;

Пермяков Олександр Анатолійович (Permyakov Alexandr Anatolievich) – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" Національного Технічного Університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків; тел.: +38 (057) 707-66-34; e-mail: perm_a@i.ua ORCID: 0000-0002-9589-0194,

Закovorotний Олександр Юрійович (Zakovorotniy Olexander Yuryevich) – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри комп'ютерної інженерії та програмування, Національного технічного університету «Харківський політехнічний університет», м. Харків; тел.: (097) 967-3271; e-mail: arcade@i.ua; ORCID: 0000-0003-4415-838X

Клочко Олександр Олександрович (Klochko Olexandr) – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; e-mail: ukrstanko21@ukr.net, ORCID: 0000-0003-2841-9455;

Охріменко Олександр Анатолійович (Ohrimenko Olexandr) – доктор технічних наук, професор, зав. кафедри інтегрованих технологій машинобудування Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», м. Київ; тел.: (067) 267-69-43; e-mail: alexhobs77@gmail.com, ORCID: 0000-0002-5446-6987

Майборода Віктор Станіславович (Maiboroda Viktor Stanislavovych) – доктор технічних наук, професор, професор кафедри конструювання машин Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», м. Київ, Україна; ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6902-6928>; e-mail: maiborodavs@gmail.com.

Глушко Станіслав Сергійович (Stanislav Hlushko) - аспірант кафедри Інтегровані технології машинобудування Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», м. Харків, вул. Кирпичова, 2, Україна; тел.: +380967871482 e-mail: glushko1979@ukr.net, ORCID: 0i009-0006-2459-2153;

*МИРОНЕНКО Є.В., МИРАНЦОВ С.Л., МИРОНЕНКО О.Є.***ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ВДОСКОНАЛЕННЯ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ ДЛЯ ПОПЕРЕЧНОГО ТОЧІННЯ НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ**

В статті наведені дослідження збірних прорізнних різців для важких токарних і карусельних верстатів, які призначені для прорізання глибоких пазів шириною від 32 до 40 мм у деталях типу тіл обертання. У якості методів досліджень використовувалося імітаційне моделювання тривимірного напружено-деформованого стану збірних конструкцій різців, імітаційне моделювання динамічної поведінки інструментів: гармонійний аналіз (аналіз власних частот); перехідний процес навантаження різальної пластини під час врізання інструменту в деталь (реакція на східчає навантаження); реакція конструкції на гармонійне навантаження. У якості дослідного інструментарію використаний метод скінчених елементів. В процесі досліджень виконаний порівняльний аналіз конструкцій збірних різців з точки зору міцності різальної пластини інструменту та жорсткості її закріплення в корпусі інструмента. Проаналізований вплив способу базування різальної пластини в корпусі інструменту, її конструктивних параметрів та конструктивних параметрів елементів вузлу закріплення. Запропоновано конструктивне вдосконалення вузлу механічного закріплення.

Ключові слова: важкі токарні верстати, збірні прорізнні різці, різальна пластина, вузол механічного закріплення, імітаційне моделювання, напружено-деформований стан, нормальні напруження, частотний аналіз, гармонійний аналіз, форма коливаль, власна частота, вдосконалення конструкції.

*MIRONENKO E.V., MYRANTSOV S.L., MIRONENKO O.E.***RESEARCH AND IMPROVEMENT OF PREFABRICATED SLOTTING CUTTERS FOR CROSS TURNING ON HEAVY LATHES**

The article presents studies of prefabricated slotting cutters for heavy lathes and rotary machines designed for cutting deep grooves with a width of 32 to 40 mm in parts such as rotating bodies. The research methods used were simulation modeling of the three-dimensional stress-strain state of prefabricated cutter structures, simulation modeling of the dynamic behavior of tools: harmonic analysis (analysis of natural frequencies); transient process of loading the cutting plate when cutting the tool into a part (reaction to a step load); response of a structure to a harmonic load. The finite element method was used as an experimental tool. In the process of research, a comparative analysis of the designs of prefabricated cutters was carried out in terms of the strength of the tool cutting plate and the rigidity of its fastening in the tool body. The influence of the method of basing the cutting insert in the tool body, design parameters and design parameters of the elements of the fastening unit are analyzed. A constructive improvement of the mechanical fastening unit has been proposed.

Keywords: heavy lathes, prefabricated slotting tools, cutting plate, mechanical fastening unit, simulation modeling, stress-strain state, normal stresses, frequency analysis, harmonic analysis, vibration shape, natural frequency, design improvement.

Вступ. На важких токарних верстатах виконуються найрізноманітніші операції. Близько 94% (рис. 1) становлять операції, що виконуються різцями, при цьому прорізання канавок та підрізання тоців в середньому становить близько 13% [1]. Прорізання канавок відноситься до найбільш малопродуктивних токарних операцій, оскільки представляє собою невелике різання, яке характеризується ускладненим відводом стружки та великими навантаженнями на різальну частину та часто інтерсивними регенеративними коливаннями, що веде до частих відмов інструменту [2].

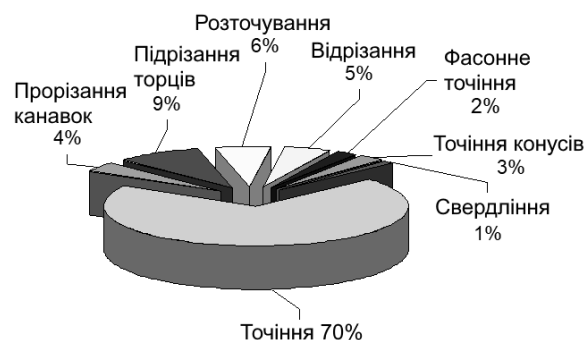


Рисунок 1 – Різновиди операцій, які виконуються на важких токарних верстатах різцями

В наступний час для операцій поперечного точіння використовуються велика різноманітність конструкцій збірних різців, що мають свої переваги та недоліки. Це робить актуальними дослідження властивостей й характеристик збірних конструкцій прорізнних різців з метою їх подальшого вдосконалення для підвищення продуктивності операцій поперечного точіння на важких верстатах.

Мета дослідження. Основна мета роботи, яка полягає у підвищенні ефективності збірних прорізнних різців для важких верстатів, досягається за рахунок вдосконалення збірних конструкцій інструменту на підставі результатів порівняльного аналізу напружено деформованого стану й динамічних характеристик збірної конструкції. Для порівняльного аналізу були проведені аналітичні дослідження та імітаційне моделювання величини та характеру розподілу напружень в збірних конструкціях прорізнних різців, що виникають в інструменті під дією сил різання, а також дослідження їх динамічної поведінки при перехідних процесах

Основна ідея проведених досліджень полягає у тому, що за рахунок вдосконалення збірних конструкцій інструментів, яке полягає у зміні конструктивних параметрів різальних пластин та елементів вузлу механічного закріплення, досягається підвищення жорсткості закріплення пластини та зменшення величини напружень, що дозволить інтенсифікувати режими різання та в кінцевому рахунку підвищити ефективність їх використання.

Основна частина.

В роботі досліджуються збірні конструкції прорізного різця, яка призначена для прорізання пазів шириною $b = (32 \dots 40)$ мм у деталях типу тіл обертання на важких токарних та карусельних верстатах. Різець (конструкція 1) складається з корпусу (рис. 2), різальної та опорної пластин та елементів вузлу механічного закріплення (гвинт, прихоплювач). Подібні конструкції є найбільш поширені для виконання технологічних операцій прорізання та підрізання торців.

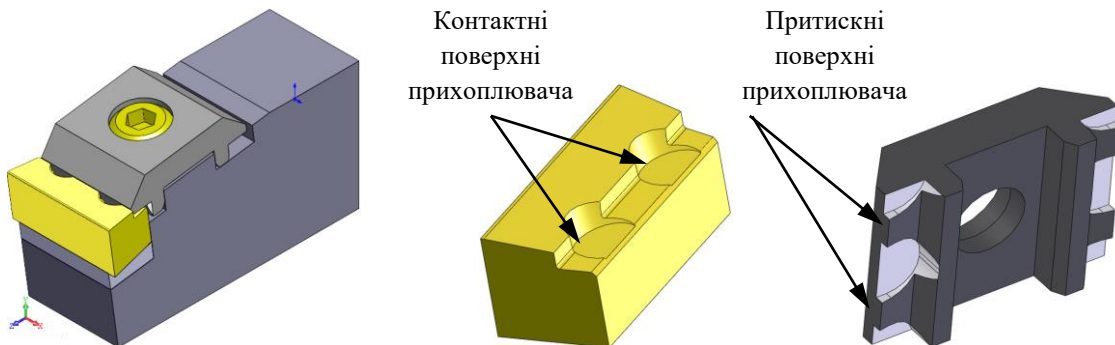
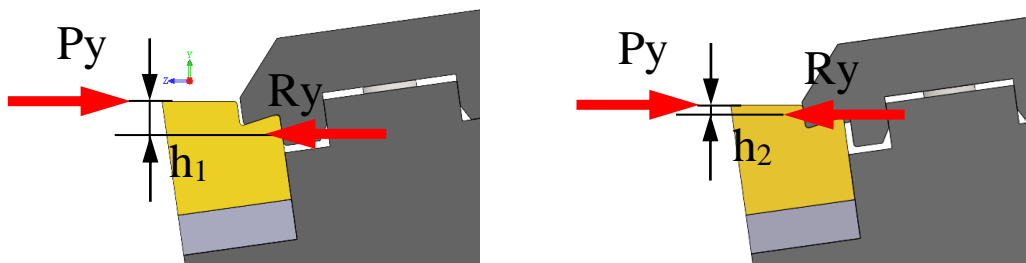


Рисунок 2 – Конструктивні елементи збірного прорізного різця

До недоліків подібних збірних конструкцій можна віднести недостатню надійне закріплення різальної пластини від бокових переміщень (може виникати при не рівномірному зношуванні допоміжних різальних лез або при виконанні підрізання торця), недостатньо жорстке закріплення пластини в корпусі інструмента із-за відносно невеликої площі притискних поверхонь прихоплювача.

Також базування різальної пластини може виконуватися по схемі «з нижнім упором» (рис. 3а) та «верхнім упором» (рис. 3б).



а) схема базування з «нижнім упором»; б) схема базування з «верхнім упором»

Рисунок 3 – Схеми базування різальних пластин в корпусі збірного прорізного різця

Аналіз представлених на рисунку 2 способів базування різальної пластини в корпусі інструмента дозволяє висунути гіпотезу про їх вплив на напружено-деформований стани елементів різця. При вставленні різальної пластини за схемою «нижній упор» в наслідок того, що лінія дії реакції опори з боку прихоплювача R_y розташована нижче лінії дії складової сили різання P_y , виникає пара сил $P_y - R_y$ з плечем h_1 , яка є додатковим навантаженням на різальну пластину й вузол закріплення. При встановленні різальної пластини по схемі «з верхнім упором» ефект від дії пари сили $P_y - R_y$ можна зменшити за рахунок того, що $h_2 < h_1$. Висунута гіпотеза перевірятиметься в процесі досліджень.

Для усунення наведених недоліків запропонована вдосконалена конструкція різальної пластини, яка базується по схемі «з верхнім упором» та прихоплювача з фіксатором від бокових переміщень (рис. 4).

Притискні
поверхні
прихоплювача

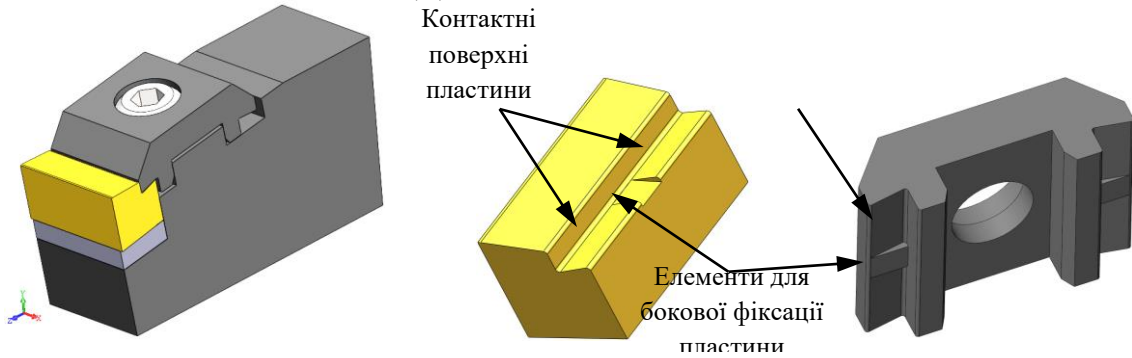


Рисунок 4 – Конструктивні особливості вдосконаленої конструкції

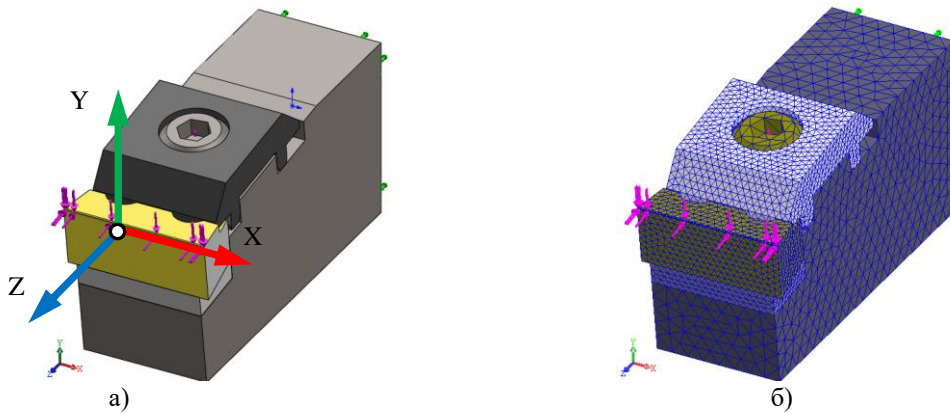
Методи досліджень. У якості методів досліджень використовувалося імітаційне моделювання тривимірному напружено-деформованого стану збірних конструкцій різців, імітаційне моделювання динамічної поведінки інструментів: гармонійний аналіз (аналіз власних частот); перехідний процес навантаження різальної пластини під час врізання інструменту в деталь (реакція на східчає навантаження); реакція конструкції на гармонійне навантаження. У якості дослідного інструментарію використаний метод скінчених елементів, реалізований програмним пакетом Simulation.

Умови проведення досліджень. Для досліджень використовувались 3D моделі інструментів, розміри та властивості яких відповідають реальним об'єктам. Матеріали різальної та опорної пластин – Т5К10, корпусу інструмента та елементів механічного закріплення – Сталь 40Х. Навантаження визначались за нормативами режимів різання для важких токарних верстатів для двох операцій (табл. 1)

Таблиця 1 – Параметри режиму різання

№	Найменування операції	t , мм	S , мм/об	V , м/хв	n , хв ⁻¹	P_z, P_y, P_x , Н	$M_{кр}$, Нм	N_E , кВт
1	Прорізання канавки $b=32$ мм	32	0,28	32	20	17510; 8760; 0	4378	9,0
2	Підрізання торця	10	0,28	32	20	7580; 3880; 1520	1858	3,8

Розрахункові схеми інструментів для моделювання напружено-деформованого стану збірних прорізних різців та проведення аналітичних досліджень й порівняльного аналізу результатів наведені на рисунку 4.



а) – загальна розрахункова схема інструменту; б) – сформована сітка скінчених елементів

Рисунок 4 – Розрахункова схема збірної конструкції прорізного різця для важких верстатів

У якості граничних умов при моделюванні були прийняті наступні умови та обмеження:

- у якості системи координат, в якій визначалися переміщення і напруження, використовувалася прямокутна система;
- торець корпусу інструменту зафіксований без переміщень по всім координатним напрямкам;
- між поверхнями, що торкаються друг друга та взаємодіють між собою під навантаженнями, має місце контакт з тертям, тобто поверхні можуть переміщуватися одна відносно іншої, та між ними може виникати зазор;
- взаємного проникнення одного елемента конструкції в інший під навантаженням не виникає,

розглядається лише пружне деформування;

- пластичне деформування елементів збірної конструкції інструменту розглядається як руйнування конструктивного елементу;

- сітка скінчених елементів – не рівномірна на основі змішаної кривизни (16 точок Якобіана), розмір елементів (1,75 ... 4,45) мм;

кількість скінчених елементів – 47726, кількість вузлів – 72790;

Порівняльний аналіз напружено-деформованого стану інструментів виконувався по характеру розподілу, величині нормальних й еквівалентних напружень, які виникають під дією складових сили різання, аналіз динамічних характеристик – по максимальних величинах амплітуд переміщень різальної пластини.

В результаті порівняльного аналізу напружено-деформованого стану інструментів було встановлено, що запропоновані зміни конструкції (конструкція 2, рис. 4) різальної пластини та елементів вузлу механічного закріплення зменшують розтягувальні нормальні напруження на передній різальній пластині, що свідчить про відносне підвищення міцності різальної пластини у порівнянні з конструкцією 1 (рис. 2). В якості прикладу на рисунку ба представлений розподіл нормальних розтягувальних напружень σ_z на передній поверхні різальної пластини у січній площині, що проходить по середині пластині, паралельно бічній поверхні корпусу інструмента для операції прорізання канавки. Також встановлений вплив способу базування різальної пластини за схемами «нижній упор» та «верхній упор» на характер розподілу нормальних розтягувальних напружень на передній поверхні різальної пластини (рис. 6б).

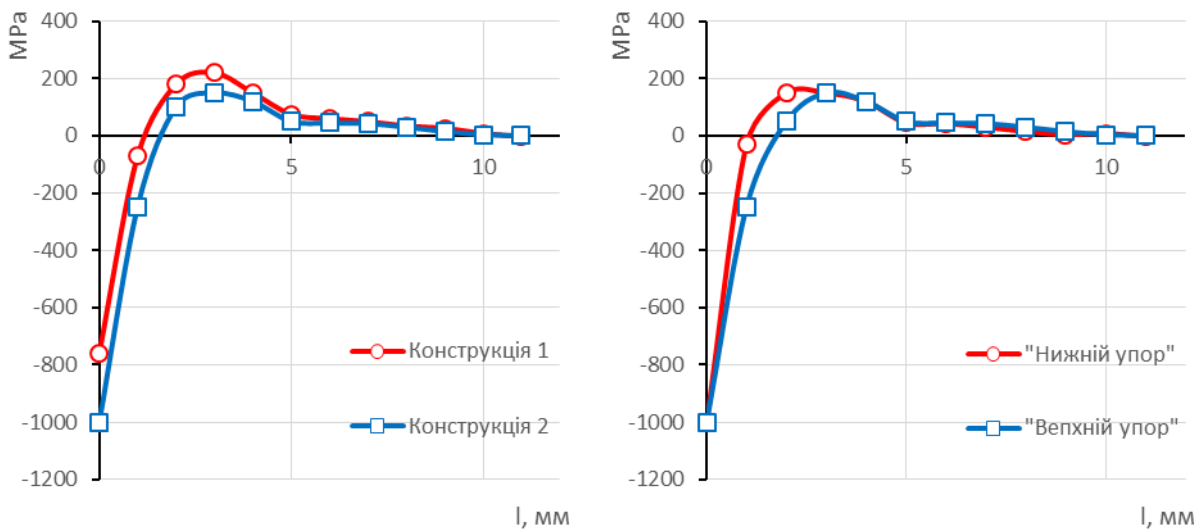
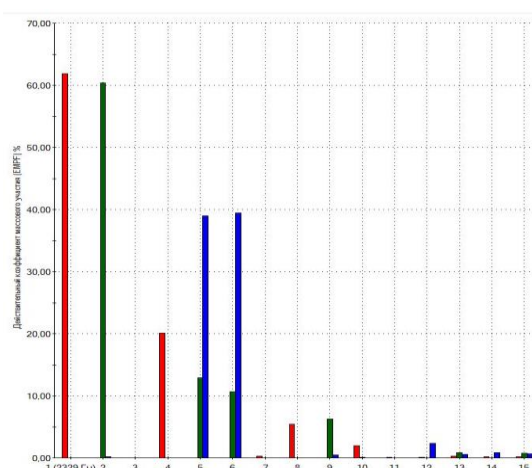


Рисунок 6 – Розподіл нормальних розтягувальних напружень σ_z на передній поверхні різальної пластини

При використанні схеми «верхній упор» зона дії максимальних розтягувальних нормальних напружень σ_z , зміщується далі від різальної кромки, що також забезпечує відносне підвищення міцності різальної пластини.

Модальний аналіз інструментів. Основна мета модального аналізу – визначення власних (резонансних) частот коливань збірної конструкції та власних форм коливань. Власні частоти збірної конструкції прямо пропорційні жорсткості конструкції, що досліджується, тому порівняння власних частот різних конструкцій інструменту дозволяє робити висновок про те, яка конструкція інструменту має більш велику жорсткість. Крім того результати модального аналізу необхідні для малювання перехідних процесів та гармонійного аналізу.

При моделюванні була проведена серія із 10 дослідів (збільшувалася кількість власних форм, що визначаються) та визначено, що достовірним є результат моделювання, який полягає у тому, що для збірних конструкцій інструментів, що досліджується, частотний діапазон коливань складається з 45 власних частот и форм коливання. Для цієї кількості частот значення дійсного коефіцієнту масової участі EMPF (визначається сумою коефіцієнтів по всім режимам) та результуючого



коефіцієнту масової участі СЕМРФ, які характеризують достатність кількості визначених частот і форм, перевищують 85%. Однак аналіз визначеного частотного діапазону дозволяє зробити висновок, що із всього діапазону найбільшу вагомість мають перші 6 режимів коливань в напрямках координатних осей, які відповідають частотному діапазону 2,0 - 14,0 кГц (рис. 7).

Порівняння власних частот інструментів 1 форми коливань показало відносне збільшення власної частоти коливань запропонованої конструкції від 2,3 до 2,5 кГц, що свідчить підвищення жорсткості вузлу закріплення різальної пластини.

Гармонійний аналіз. Метою гармонійного аналізу є визначення реакції збірної конструкції інструмента на дію сил, які змінюються у часі за гармонійним законом. У якості реакції аналізується амплітудно-частотна характеристика (АЧХ) збірної конструкції з певними конструктивними особливостями.

Гармоній аналіз, на відміну від модального аналізу, дозволяє одержати АЧХ інструменту, що досліджується, під навантаженням та відповідно оцінити по величинам амплітуд та частот коливань жорсткісні параметри певного конструктивного варіанту.

У даному дослідженні використовуються параметрами і умови як для модального аналізу та додатково різальна пластина навантажувалася силами різання, як при статичному аналізі напружень і деформацій, а також задавалися параметри демпфірування конструкції ($[C] = 0,019[M] + 0,039[K]$, де M – матриця мас конструкції, K – матриця жорсткості конструкції). Якість та достовірність результатів, як і при модальному аналізі, контролювалася за допомогою СЕМРФ по напрямкам осей координат.

Результати гармонійного аналізу в вигляді АЧХ коливань інструменту, що досліджується, у координатах «X», «Y». Точка у якій спостерігалися коливання була розташована на середині передньої поверхні різальної пластини. Результати моделювання АЧХ інструментів наведені на рисунках 8, 9.

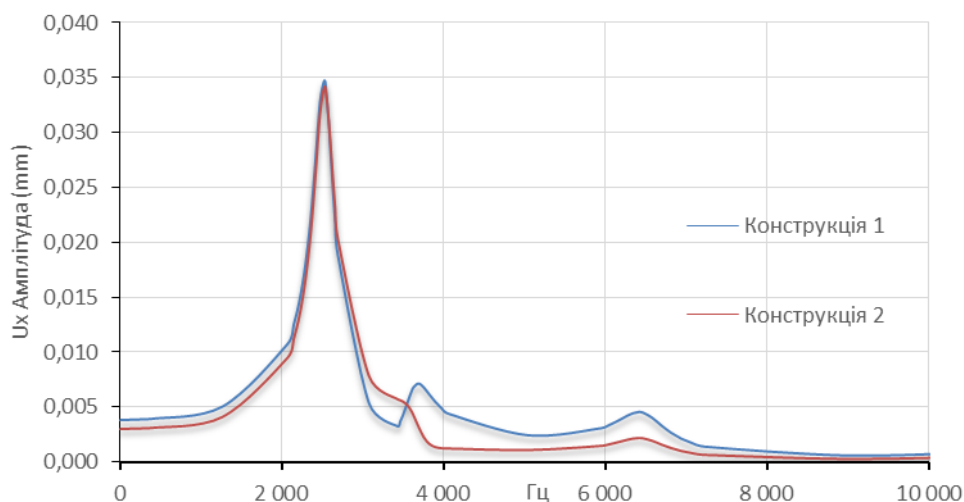


Рисунок 8 - АЧХ коливань різальної пластини збірних прорізних різців у напрямі «X»

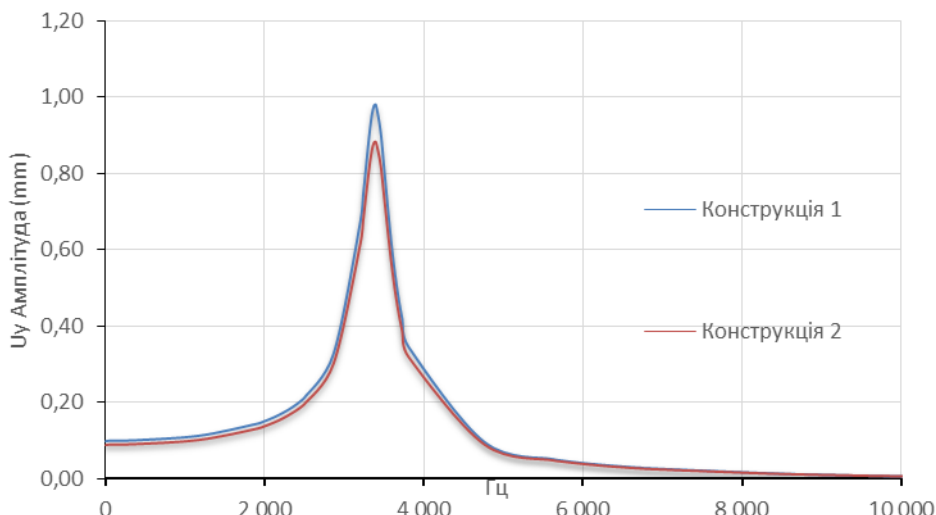


Рисунок 9 - АЧХ коливань різальної пластини збірних прорізних різців у напрямі «У»

Як видно з наведених на рисунках АЧХ коливань різальної пластини інструментів, що досліджуються, пропонується конструкція з вдосконаленим вузлом закріплення різальної пластини характеризується меншими амплітудами коливань, але це зменшення не є кардинальним. В цілому можна зробити висновок, як і за результатами модального аналізу, про збільшення жорсткості вузлу закріплення різальної пластини у вдосконаленого вузлу закріплення.

Аналіз перехідних процесів, які виникають при швидкому навантаженні інструмента (наприклад, як при врізанні в деталь) не виявив суттєвих відмінностей у динамічних характеристиках інструментів, що досліджувались, перехідні характеристики мають ідентичний вигляд з не дуже великими розбіжностями максимального значення амплітуд та часу перехідного процесу.

Висновки. В результаті проведених досліджень встановлено, що конструкція вузлу механічного закріплення різальної пластини впливає на величину та характер розподілення напружень, а розташування упорних поверхонь прихоплювача, які сприймають навантаження від складової сили різання R_y , розташовані за схемою «верхній упор», зменшують додаткове навантаження на різальну пластину інструменту від пари сил $R_y - R_y$ та підвищують міцність різальної частини інструменту.

Збільшення площі контакту притискних поверхонь прихоплювача з притискною поверхнею різальної пластини призводить до зменшення нормальних напружень розтягу та підвищує надійність закріплення різальної пластини в корпусі інструмента.

Результати досліджень динамічних характеристик прорізних різців свідчать про збільшення частот власних коливань з одночасним зменшенням амплітуд коливань збірного прорізного різця з модифікованим вузлом закріплення різальної пластини, що свідчить про більш високу жорсткість та надійність закріплення.

Наведені у роботі конструктивні рішення для різальної пластини, прихоплювача та вузлу механічного закріплення рекомендуються до застосування при проектуванні нових конструкцій збірних різців для поперечного точіння на важких верстатах.

Список літератури

1. Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация. /Г.Л. Хае́т, В.С. Гузенко, Л.Г. Хае́т, Е.В. Мироненко.: Под общ. Ред. Г.Л. Хае́та.- Краматорск: ДГМА, 1994.-370 с.
2. Мироненко Є.В. Сучасний стан лезової обробки блочно-модульним інструментом на важких верстатах із ЧПК / Є. В. Мироненко, В. Д. Ковальов, Я. В. Васильченко, Г. П. Клименко, С. Л. Миранцов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Вестник Национального технического университета «ХПИ». Серия: Технологии в машиностроении: зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків: НТУ «ХПІ», 2023– № 2(8). – С. 17 – 29.–ISSN 2079-004X.
3. O. C. Zienkiewicz. The Finite Element Method in Engineering sciens. McGraw-Hill. London, 1971. – 539 p.
4. Pramote Dechaumphai, Sedthawat Sucharitpawatskul. Finite Element Analysis with Solidworks Simulation. – Alpha Science International, 2019. – 288 p. – ISBN 978-1-78332-480-4.

References (transliterated):

1. Teoriya proyektirovaniya i instrument yego informatsionnogo obespecheniya: marketing, kvalimetriya, nadezhnost' i optimizatsiya. /G.L. Khayet, V.S. Guzenko, L.G. Khayet, Ye.V. Mironenko.: Pod obshch. red. G.L. Khayeta.- Kramatorsk: DGMA, 1994.-370 s.
2. Mironenko E.V. Suchasniy stan lesovoy obrabotki blochno-modul'nym instrumentom na vazhnykh verstatakh iz CHPK / E. V. Mironenko, V. D. Kovalov, YA. V. Vasil'chenko, G. P. Klimenko, S. L. Mirantsov // Visnik Natsional'nogo tekhnicheskogo universiteta «KHPi». Seriya: Tekhnologii v mashinostroyenii = Vestnik tekhnicheskogo universiteta «KHPi». Seriya: Tekhnologii v mashinostroyenii: zb. nauk. pr. / Nats. tekhn. un-t «Khar'kov. politekn. in-t». – Khar'kov: NTU «KHPi», 2023– № 2(8). – S. 17 – 29.–ISSN 2079-004X.

Відомості про авторів / About the Authors

Мироненко Євген Васильович (Mironenko Evgeny Vasilyevich) – декан, доктор технічних наук, професор кафедри комп'ютеризовані мехатронні системи, інструмент і технології, Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, тел.: (050)-604-4967; e-mail: evgeny.mironenko@dgma.donetsk.ua;

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5440-2900>

Миранцов Сергій Леонідович (Myrantsov Serhiy) – кандидат технічних наук, доцент кафедра комп'ютеризовані мехатронні системи, інструмент і технології, Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, тел.: (050)-130-9661; e-mail: mirantsov@gmail.com;

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1085-3467>

Мироненко Олег Євгенович (Mironenko Oleh) аспірант кафедри комп'ютеризованих мехатронних систем, інструментів і технологій Донбаської державної машинобудівної академії, м. Краматорськ, Україна; ORCID: [0009-0002-6626-5629](https://orcid.org/0009-0002-6626-5629), тел. 0501028428, e-mail: om7251975@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1085-3467>

ЗМІСТ

<i>Степанов М.С., Гасанов М.И., Руднев О.В., Котляр О.В., Титаренко О.В., Іванова М.С. Баранов В.М.</i> Оцінка ефективності застосування твердих змащувальних матеріалів при алмазному шліфуванні труднообробних сплавів і сталів.....	3
<i>Ковалевський С.В., Ковалевська О.С., Сидюк Д.М.</i> Моделювання впливу магнітно-резонансної обробки матеріалів та її експериментальне підтвердження	9
<i>Хавін В.Л., Хавін Є. В., Киркач Б.М., Киркач О.Б.</i> Статичний аналіз шпиндельних валів на нелінійно пружних опорах взаємопов'язаних жорсткостей	15
<i>Рубашка В.П.</i> Стійкість металоконструкції рами палетного стеллажу	32
<i>Стрельчук Р. М.</i> Регулювання тепловими процесами під час електроерозійного шліфування зі змінною полярністю електродів	41
<i>Гасанов М.І., Клочко О. О., Пермяков Є.О., Губський С.О., Тимошенко Б.Я., Старченко .В. В.</i> Дослідження механізму округлення ріжучих кромek черв'ячних твердосплавних модульних і немодульних фрез при зубчастій обробці	50
<i>Chukhlib V., Volk W., Lechner P., Scandola L., Gubskiy S., Biba M., Schukraft J.</i> Comparative analysis of the shape change when a product is produced by free-form bending	69
<i>Яковенко І.Е., Линник О.І., Пермяков О.А., Басова Є.В.</i> Технологічні інновації як засіб забезпечення конкурентної переваги мікро, малих і середніх машинобудівних підприємств	75
<i>Чухліб В.Л., Колісник К.Д.</i> Аналіз та дослідження технології кування гаків	88
<i>Новіков Ф.В.</i> Теоретичний аналіз закономірностей формування шорсткості оброблюваної поверхні під час шліфування та абразивного полірування.....	95
<i>Гасанов М.І., Пермяков О.А., Заковоротний О.Ю., Клочко О.О., Охрименко О.А., Майборода В.С., Глушко В.С.</i> Енергоефективність імпульсного швидкісного зубофрезерування з урахуванням атомного підходу	105
<i>Мироненко Є.В., Миранцов С.Л., Мироненко О.Є.</i> Дослідження та вдосконалення збірних різців для поперечного точіння на важких верстатах.....	110

CONTENTS

Stepanov M.S., Hasanov M.I., Rudnev O.V., Kotlyar O.V., Titarenko O.V., Ivanova M.S. Baranov V.M. Evaluation of the effectiveness of the use of solid lubricants during diamond grinding of hard-to-machine alloys and steels.....	3
Kovalevskiy S.V., Kovalevska O.S., Sydyuk D.M. Modeling of the effect of magnetic resonance treatment of materials and its experimental confirmation	9
Khavin V.L., Havin E. IN., Kyrkach B.M., Kyrkach O.B. Static analysis of spindle shafts on nonlinear elastic supports of interconnected stiffnesses	15
Rubasha V.P. Stability of the metal structure of the pallet rack frame	32
Strelchuk R. M. Regulation of thermal processes during electroerosion grinding with variable electrode polarity .	41
Hasanov M.I., Klochko O. O., Permyakov E.O., Gubskiy S.O., Tymoshenko B.Ya., Starchenko .V. IN. Study of the mechanism of rounding of the cutting edges of worm carbide modular and non-modular milling cutters during tooth processing	50
Chukhlib V., Volk W., Lechner P., Scandola L., Gubskiy S., Biba M., Schukraft J. Comparative analysis of the shape change when a product is produced by free-form bending	69
Yakovenko I.E., Linyk O.I., Permyakov O.A., Basova E.V. Technological innovations as a means of ensuring the competitive advantage of micro, small and medium-sized machine-building enterprises	75
Chuhlib V.L., Kolisnyk K.D. Analysis and research of hook forging technology	87
Novikov F.V. Theoretical analysis of the patterns of formation of the roughness of the treated surface during grinding and abrasive polishing.....	95
Hasanov M.I., Permyakov O.A., Zakovorotny O.Yu., Klochko O.O., Okhrimenko O.A., Mayboroda V.S., Glushko V.S. Energy efficiency of pulsed high-speed tooth milling taking into account the atomic approach ...	105
Myronenko E.V., Myrantsov S.L., Myronenko O.E. Research and improvement of assembled cutters for transverse turning on heavy machine tools.....	110

ДЛЯ НОТАТКІВ

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ». СЕРІЯ: ТЕХНОЛОГІЇ В**

Збірник наукових праць

№ 2'(910) 2024

Відповідальний редактор

*О.О. Пермяков, д-р техн. наук, професор,
НТУ «ХПІ», Україна*

*Зам. відповідального
редактора*

*О.О. Клочко, д-р техн. наук, професор, НТУ
«ХПІ», Україна*

Технічний редактор:

*В.С. Федоренко, аспірант НТУ «ХПІ»,
Україна*

*Відповідальний
секретар:*

*О. В. Набока, канд. техн. наук, професор,
НТУ «ХПІ», Україна*

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ ТА ВИДАВЦЯ: 61002, Харків, вул. Кирпичова, 2, НТУ «ХПІ».

Кафедра технології машинобудування та металорізальні верстати

Тел.: (057) 707-66-25; e-mail: oleksandr.klochko@khi.edu.ua, ukrstanko21@ukr.net

Підп. до друку 29.11.2024 р. Формат 60×84 1/8. Папір офсетний. Друк офсетний.
Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 8,0. Облік.-вид. арк. 8,75. Тираж 100 пр. Зам. № 25.
Ціна договірна.

Надруковано у ФЛ-П Черняк Л. О. 61002, м. Харків, вул. Багалія, 16 Свідоцтво №
24800000000079553, від 16.05.2007 р.