

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
«ХАРКІВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ»**

Ministry of Education & Science of Ukraine
National Technical University
«Kharkiv Polytechnic Institute»

**СУЧАСНІ ТЕХНОЛОГІЇ
В МАШИНОБУДУВАННІ**

**MODERN TECHNOLOGIES
OF ENGINEERING**

**Збірник наукових праць
Printed scientific works**

Видається з 2008 року
Випуск 13

ХАРКІВ НТУ «ХПІ» – 2018 – KHARKIV NTU «KhPI»

ББК 34.63 С 56
УДК 621.91

Державне видання
Свідоцтво про державну реєстрацію КВ № 13438-2322Р від 03.08.2007 р.
Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ"

*Редакційна
колегія:*

В. О. Федорович (відповідальний редактор),
В. Л. Доброскок (зам. відповідального редактора),
І. М. Пижов, Ю. М. Внуков, А. І. Грабченко,
Б. Карпушевський, Я. Кундрак, А.Г. Мамаліс,
А. Машарський, П. П. Мельничук,
Раджаб Заде Мортеза, Ю. А. Сізий,
Р. С. Турманідзе, В. А. Фадєєв, М. Д. Узунян

*Адреса редакційної
колегії:*

61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2,
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»
кафедра «Інтегровані технології машинобудування»
ім. М. Ф. Семка,
тел.: +38 (057) 706-41-43.

С56 Сучасні технології в машинобудуванні [Текст]: зб. наук. праць. –
Вип. 13 / редкол.: В. О. Федорович (голова) [та ін.]. – Харків:
НТУ «ХПІ», 2018. – 210 с. – Укр., рос., англ. мовами.

Збірник містить наукові статті відомих вчених України і закордонних країн з актуальних проблем інтегрованих технологій, процесів різання і технологічного забезпечення якості, підвищення рівня освітньої підготовки з технології машинобудування. Викладено сучасні аспекти і тенденції удосконалювання технологій обробки, конструювання інструменту та обладнання, моделювання процесів, діагностики технологічних систем.

Для науковців, викладачів вищих навчальних закладів, промисловців.

У квітні 2013 р. науковий збірник «Сучасні технології в машинобудуванні» включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)

ББК 34.63

© Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут», 2018

В.А. КОВАЛЬ, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ВСЯ ЖИЗНЬ – НА БЛАГО ОТЕЧЕСТВА

14 сентября сего года исполнилось бы 90 лет со дня рождения выдающегося человека нашей эпохи – Виктора Ивановича Романова, который на протяжении многих десятилетий был общепринятым лидером мирового корабельного газотурбостроения.

Свою трудовую деятельность Виктор Иванович начинал на украинской земле в 1954 г. в городе Николаев на должности инженера-конструктора Южного турбинного завода (ныне – Государственное предприятие научно-производственный комплекс газотурбостроения «Зоря» - «Машпроект»).



Пройдя путь от рядового инженера-конструктора до генерального конструктора–генерального директора Научно-производственного предприятия «Машпроект», В.И.Романов заложил мощный фундамент в новой отрасли оборонной промышленности и народного хозяйства – газовых турбин для флота, а также их диверсификационного применения в энергетике и магистральной транспортировке природного газа.

Проявив глубокие знания инженера, талант конструктора и навыки опытного руководителя, В.И.Романов не только возглавил важнейшее в нашей стране оборонное предприятие, но и принял непосредственно творческое участие в создании уникальных образцов газотурбинной техники от первого до четвертого поколения. В условиях жесткой конкурентной борьбы на мировом рынке зачастую требовалось разрабатывать и внедрять, как сейчас принято говорить, прорывные технологии, связанные не только с методологией проектирования сложнейших изделий, но и их производством, доводкой и испытаниями. Сюда следует отнести корабельную реверсивную газовую турбину (рис.1), запатентованную в Англии, США, ФРГ и Японии, которая резко улучшала маневренные характеристики изделий, а также создание новых литейных жаропрочных сталей для работы при больших температурах в условиях вредных примесей дизельного топлива и агрессивной морской среды.

Под руководством В.И. Романова были разработаны и освоены технологии сварки титановых сплавов, покрытия лопаточных аппаратов и многие другие новшества, позволившие существенно улучшить надежность и ресурсные показатели газотурбинных установок, а также уменьшить

трудоемкость их изготовления. Последнее было связано не только с использованием передовых материалов и технологии, но и с оригинальными конструктивными решениями. Одно из них – применение так называемых "гибких" валов с масляным и упруго-масляным демпфированием, которые значительно уменьшили прогибы валопроводов по сравнению с "жесткими" конструкциями.

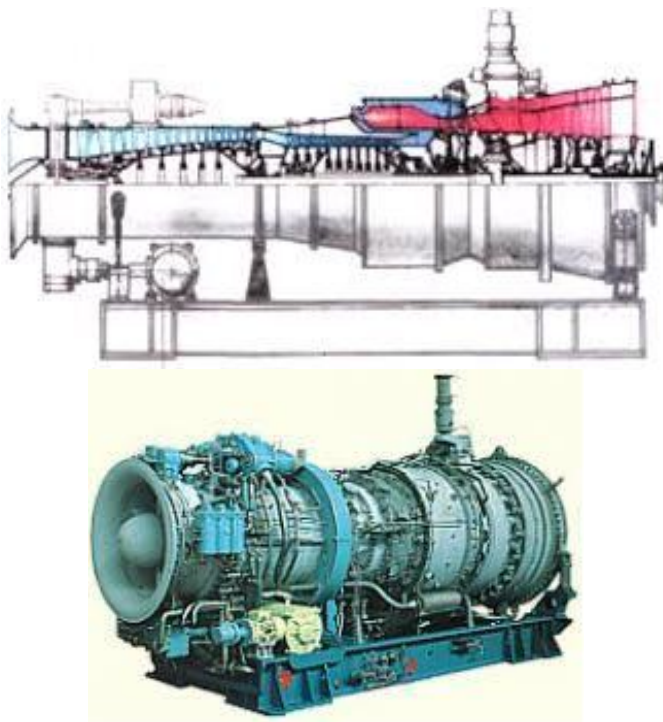


Рисунок 1 – Газотурбинный двигатель с реверсивной газовой турбиной винта

В процессе создания корабельных ГТД всех поколений пришлось реализовывать многочисленные мероприятия, направленные на повышение экономичности корабельных и конвертируемых ГТД. Основное из них – увеличение степени повышения циклового давления воздуха от $\pi_k^* = 11$ в двигателях I поколения до $\pi_k^* = 21 \dots 23$ в силовых установках IV поколения. Кроме того, для улучшения топливной экономичности хотя бы на 20% необходимо было повысить температуру газов перед турбиной не менее чем на 250° , что потребовало применения не только новых жаропрочных сплавов, но и поэтапного освоения конструкций охлаждаемых лопаток газовых турбин

(рис.2) от относительно простой схемы с радиальным движением охлаждающего воздуха (а) до более сложной конфигурации теплосъема (б).

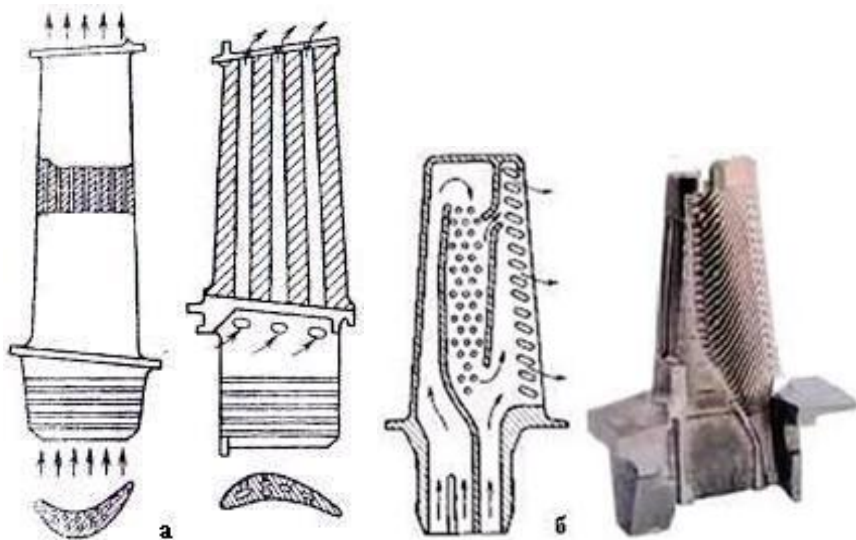


Рисунок 2 – Охлаждаемые лопатки первых ступеней газовых турбин

Для реализации этих работ было привлечено сотни ученых и специалистов из отраслевых и академических институтов. И с этой сложнейшей научно-технической задачей коллектив НПП «Машпроект», возглавляемый Виктором Ивановичем, успешно справился.

К середине 1990-х годов были созданы газотурбинные двигатели UGT3000, UGT6000, UGT10000, UGT15000 и UGT25000, которые и сейчас являются основной продукцией ГП НПКГ «Зоря» - «Машпроект». Перечислять трудности, связанные с созданием этих двигателей, – отдельная тема, но коллектив предприятия достойно с ними справлялся благодаря прекрасной организации и координации всех работ, которыми руководил В. И. Романов.

Кроме традиционной термодинамической схемы, по которой выполнены все серийные ГТД предприятия, специалистами КБ спроектирована и изготовлена оригинальная тепловая машина, работающая по замкнутому циклу (ГТУ «Аксамит»). Здесь повышение температуры рабочего тела перед турбиной обеспечивается путем его подогрева в жидкометаллическом (Na-K) контуре ядерного реактора, обеспечивающем радиационную безопасность персонала. «Аксамит» – единственная в мире действующая ядерная

газотурбинная установка подобного класса, подтвердившая правильность и работоспособность выбранной конструкции.

Сотни газоперекачивающих станций во многих странах мира были оснащены газотурбинными двигателями, созданными на базе корабельных машин, разработанных в 70–90-е годы на НПП «Машпроект». Нельзя не упомянуть и о разработанной для газотранспортной системы Украины парогазовую установку «Водолей», в которой экологический и энергетический впрыск вырабатываемого котлом-утилизатором пара осуществляется непосредственно в камеру сгорания (рис.3).

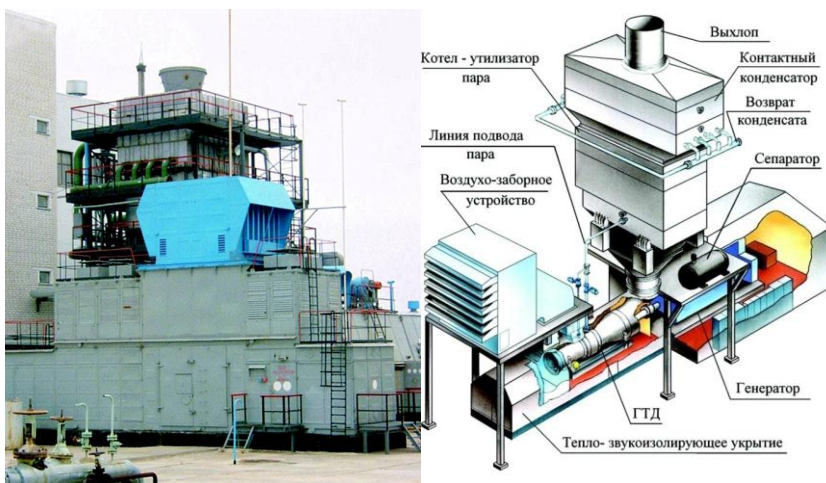


Рисунок 3 – Установка «Водолей» на компрессорной станции Ставищенская

При этом регенерация воды из продуктов сгорания в контактном конденсаторе и возврат ее в парогазовый цикл позволяет реализовать КПД такой установки на уровне 43%, а выброс экологически вредных нитридов NO_x довести до значения 25 ppm, что соответствует мировым стандартам. За создание этой уникальной установки В.И.Романову была присуждена Государственная премия Украины.

В тяжелые для нашей страны 90-е годы Виктор Иванович с учетом специфики работы предприятия принимает непростое стратегическое решение о сотрудничестве с Китайской народной республикой по оснащению ее военно-морского флота двигателями UGT25000. Этому способствовала и относительная самостоятельность руководимой им организации, что впоследствии позволило комплексу Укроборонпрома наладить экономические связи и с другими странами тихоокеанского азиатского региона.

В качестве примера на рис.4,а показано соотношение поставок на рынки Китая и Индии двигателей двух фирм – ГП НПКГ «Зоря»-«Машпроект» и «General Electric» – для эсминцев и фрегатов проектов 052В и 052С, «Дели», «Калькутта», «Молния», а также для кораблей с динамическим принципом поддержания движения (суда на подводных крыльях). Объекты поставок – трехвальные ГТД серий UGT25000, UGT16000, UGT6000 и UGT3000 в количестве примерно 200 штук.

Прогнозы поставок судовых ГТД различных производителей на мировой рынок во втором десятилетии нынешнего века проиллюстрировано диаграммой (рис.4,б). Видно, что научно-технический задел, созданный на предприятии, возглавляемом В.И. Романовым, позволяет сохранить Украине ведущее место среди фирм-производителей ГТД для современных кораблей (рис.5).

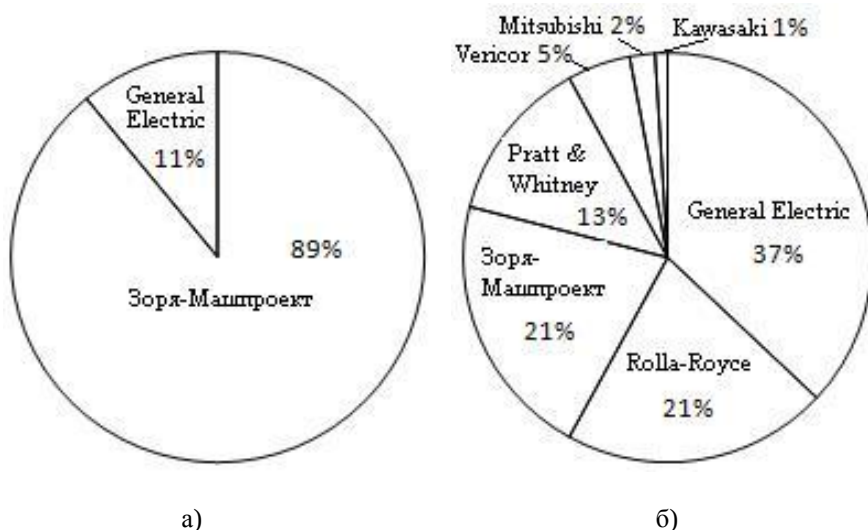


Рисунок 4 – Диаграммы поставок морских ГТД на внешние рынки

За заслуги перед Отечеством доктор технических наук В.И. Романов удостоен многих высших государственных наград, является дважды лауреатом Государственной премии СССР, лауреатом премии АССАД им. А.М. Люльки. Ему присвоено почетное звание «Заслуженный конструктор Украины». Он является академиком Нью-Йоркской академии наук, Академии инженерных наук Украины, членом Американского общества инженеров механиков (ASME).



а)



б)

Рисунок 5 – Эсминец проекта 052С (а) и корвет типа «Молния» (б)

В одной статье непросто рассказать о деятельности В.И. Романова на посту генерального конструктора - генерального директора НПП «Машпроект». Для этого необходимо было не просто ежедневно находиться рядом с ним на протяжении более чем полувекового процесса создания отечественного корабельного газотурбостроения, но и переживать с ним ошибки, находить в себе силы для их преодоления. Но даже приведенных выше примеров достаточно, чтобы составить представление о таланте этого человека, его удивительной работоспособности и высокой самоорганизации. Эти качества позволили Виктору Ивановичу не только руководить огромным трудовым коллективом, но и плодотворно заниматься общественной деятельностью в рамках области и города, оставаясь при этом примером интеллигентности и скромности. Недаром он был избран Почетным гражданином Николаева.

В канун юбилейной даты хотелось бы вспомнить Виктора Ивановича добрым словом и надеяться, что жизнь этого яркого человека станет путеводной звездой для всех будущих поколений создателей газотурбинной техники.

ФІЗИКА ТА МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ

УДК 621.923

Л.П. КАЛАФАТОВА, докт. техн. наук, Покровськ, Україна

МАСТИЛЬНО ОХОЛОДЖУЮЧІ ТЕХНОЛОГІЧНІ СЕРЕДОВИЩА ЯК ФАКТОР ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ КРИХКИХ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Визначені шляхи підвищення ефективності шліфування важкооброблюваних крихких неметалевих матеріалів з урахуванням їх фізико-механічних властивостей і структури. Для конкретних матеріалів встановлені пріоритетні технологічні способи позитивного впливу мастильно-охолоджуючих технологічних середовищ (МОТС) на процес різання. Встановлено, що дефектність сформованої поверхні при обробці технічних стекл, ситалів і кераміки залежить від рівня напружено-деформованого стану зони обробки, на який впливають МОТС із підвищеними диспергуючими властивостями.

Ключові слова: мастильно-охолоджуючі технологічні середовища

Определены пути повышения эффективности шлифования труднообрабатываемых хрупких неметаллических материалов с учетом их физико-механических свойств и структуры. Для конкретных материалов установлены приоритетные технологические способы положительного влияния смазочно-охлаждающих сред (СОТС) на процесс резания. Установлено, что дефектность формируемой поверхности при обработке технических стекл, ситаллов и керамики зависит от уровня напряженно-деформированного состояния зоны обработки, на который влияют СОТС с повышенными диспергирующими свойствами.

Ключевые слова: смазочно-охлаждающие среды

The ways of increasing the efficiency of grinding hard-to-work brittle nonmetallic taking into account their physic-mechanical properties and structure are determined. Priority technological methods for the positive influence of lubricating-cooling media (LCM) on the process of reduction are established for specific materials. It was revealed that the defectness of the surface formed during processing of technical glasses, cetalls and ceramics depends on the level of the stress-strain state of the treatment zone, which is affected by LCM with increased dispersive properties.

Keywords: lubricating-cooling media

Вступ

Сьогодні сучасні галузі промисловості, такі як аерокосмічна, оборонна, ядерна, хімічна, металургійна, інструментальна широко використовують крихкі неметалеві матеріали (КНМ): технічні стекла, кераміки, в тому числі склокераміку - ситали, властивості яких дозволяють забезпечити необхідні експлуатаційні характеристики виробів для вказаних галузей. До таких показників відносяться підвищені твердість, зносостійкість, теплостійкість, корозійна стійкість та радіопрозорість, але за показниками оброблюваності різанням вони відносяться до важкооброблюваних і передбачають у

технологічних процесах механічної обробки обов'язкові операції шліфування алмазними інструментами для забезпечення потрібної якості сформованої поверхні. Процес обробки різанням супроводжується виникненням приповерхневого дефектного шару, який негативно впливає на експлуатаційні характеристики виробів і має бути видалений різними способами. Для відповідальних виробів, наприклад, елементів аерокосмічної техніки - з подальшим модифікуванням і зміцненням отриманих поверхонь. Глибина і структура дефектного шару впливають на трудомісткість його видалення, а отже і на собівартість продукції, що випускається, і залежать від фізико-механічних характеристик цих матеріалів і умов шліфування [1, 2]. Експериментально і теоретично встановлено [1, 2], що на параметри дефектного шару впливають фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу, його вихідна дефектність, а також умови обробки і, у першу чергу, величина сил, які діють на оброблювану поверхню деталі. При шліфуванні силові характеристики процесу визначаються рядом факторів: міцністю оброблюваного матеріалу; схемою шліфування; технологічними можливостями обладнання; режимними параметрами процесу; технологічними параметрами інструмента і його ріжучою здатністю, яка залежить від ступеню зносу абразивних зерен і способу відновлення їх ріжучих характеристик; фізико-хімічними властивостями технологічного середовища (ТС), що використовується. При порівнянні варіантів технологічних процесів (ТП), які відрізняються одним або декількома перерахованими факторами, критерієм їх ефективності можуть бути глибина і структура дефектного шару, який виникає в результаті обробки і досягає оптимальних значень при мінімальних витратах на весь цикл механічної обробки [2].

Таким чином, можна визначити основні напрямки забезпечення заданих вихідних параметрів ТП механічної обробки КНМ, серед яких значне місце займає використання ТС із направленими експлуатаційними властивостями, які полегшують процес диспергування оброблюваного матеріалу.

Виходячи з цього, метою цієї роботи є визначення можливостей підвищення ефективності шліфування (продуктивності, якості і точності обробки) КНМ шляхом використання мастильно-охолоджуючих технологічних середовищ (МОТС) направленої дії, з конкретними властивостями, які враховують природу і фізико-механічні характеристики оброблюваного матеріалу.

Основний зміст роботи

МОТС є одним із найбільш важливих змінних факторів стану системи різання і, з одного боку, грає роль фактору, який знижує інтенсивність силових і теплових навантажень на різальний інструмент і оброблювану деталь, а з іншого – роль засобу, який дозволяє своєчасно видаляти із зони різання стружку і продукти зносу інструменту (рисунок).

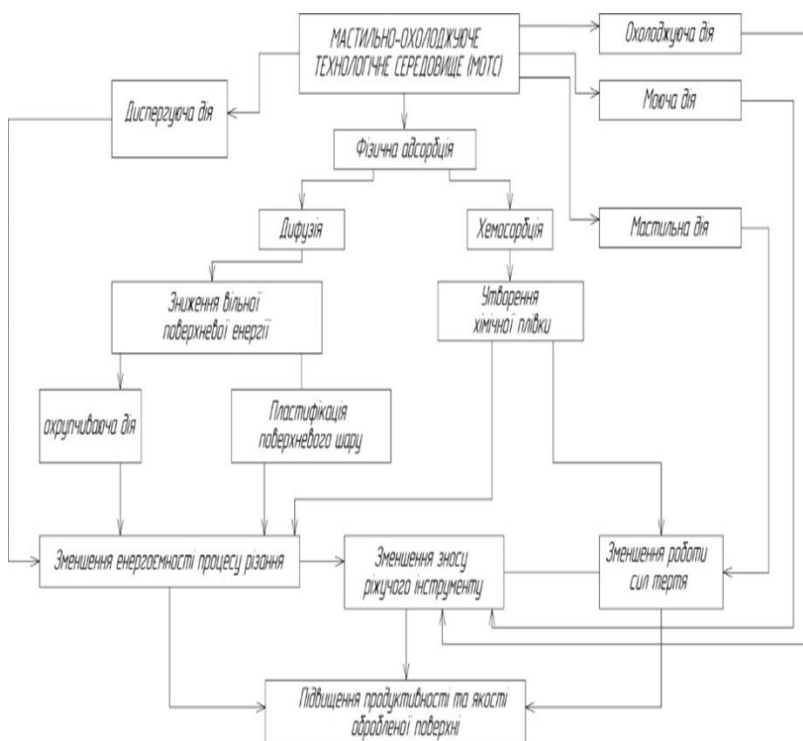


Рисунок – Механізм дії МОТС при механічній обробці КНМ

При обробці крихких неметалевих матеріалів, особливо матеріалів на основі скла, МОТС крім виконання традиційних охолоджуючої, мастильної і миючої функцій здійснюють істотну диспергуючу дію. Останнє, за рахунок знемцнення поверхневих шарів матеріалу під впливом середовища, дозволяє інтенсифікувати процеси різання і, як наслідок, підвищити продуктивність обробки і працездатність інструменту.

Ефективність процесу формоутворення може бути оцінена величиною питомої інтенсивності формоутворення ($Q_{\text{ф.пит}}$) [3], тобто величиною інтенсивності процесу формоутворення ($Q_{\text{ф}}$), приведеної до одиниці енергетичних витрат на формоутворення ($U_{\text{ф}}$)

$$Q_{\text{ф.пит}} = \frac{Q_{\text{ф}}}{U_{\text{ф}}}. \quad (1)$$

Досліджено теоретичну можливість підвищення ефективності процесу формоутворення за рахунок зменшення енергетичних витрат на

диспергування при використанні поверхнево-активних технологічних середовищ. Приймав положення [4], згідно якому між окремими процесами різання немає принципіальної різниці, тому що процес стружкоутворення на різучих елементах різних інструментів відбувається ідентично, незалежно від їх конструктивного оформлення, розглянемо процес різання як процес, який відбувається при взаємодії різального клину з оброблюваним матеріалом. У цьому випадку енергія формоутворення визначається в основному величиною тангенціальної складової сили різання P_{τ} [3, 5].

При обробці крихких матеріалів типу стеклов, ситалів, кераміки в умовах, що забезпечують інтенсивне руйнування припуску, привалює крихке руйнування [6]. В цьому випадку процес різання може моделюватися як процес тріщиноутворення, в якому напружений стан матеріалу при розклинюванні визначається особливостями виникнення і переміщення тріщини руйнування [3]. Тому складові сили різання повинні розраховуватися з позицій тріщиноутворення. Враховуючи сказане, тангенціальна складова сили різання може бути визначена за методикою [5] для обробки крихких матеріалів. Для цього розглядається схема вільного прямокутного різання. Сила різання, що характеризує енергоємність руйнування припуску, визначається опором матеріалу крихкому зсуву в площині максимальних дотичних напружень. Сила, яка призводить до зсуву, може бути виражена рівнянням

$$P_{\tau} = \frac{ab \cdot \tau_c}{\sin \beta_1}, \quad (2)$$

де a , b – відповідно товщина і ширина шару, що зрізається; τ_c – максимальне дотичне напруження оброблюваного матеріалу; β_1 – кут, який створений площиною зсуву з горизонталлю.

Аналіз механізму відокремлення об'єму матеріалу при руйнуванні КНМ [6] дозволяє наступним чином описати цей процес при різанні. В початковий момент контакту передньої поверхні інструменту з оброблюваним зразком об'єм матеріалу, що прилягає до різучої кромки, підлягає деформації зсуву. Збільшення навантаження у сполученні з неоднорідностями зсувоутворення, які викликані наявністю мікрodefektів у структурі матеріалу, призводять до різких локальних концентрацій напружень і зародженню магістральної тріщини руйнування. Подальше збільшення навантаження супроводжується ростом тріщини. При досягненні нею критичної величини відбувається сколювання елемента об'єма твердого тіла шляхом крихкого відриву під дією напружень розтягування, які нормальні до поверхні тріщини. Сколювання елемента стружки супроводжується різким падінням напружень у матеріалі. Після цього цикл повторюється. Тангенціальна складова сили різання, що відображає енергетичний характер процесів руйнування, які протікають в оброблюваному матеріалі, також має періодичний пульсуючий характер

зміни. За даними різних авторів [6] час циклу становить 10-3 – 10-5 с. Таким чином, процес стружкоутворення для крихких матеріалів визначається явищем крихкого відриву, який обумовлений періодичним процесом розвитку випереджувальної тріщини [5].

За даними роботи [7], значення сколюючих напружень, що призводять до руйнування об'єму матеріалу по площині сколювання, дорівнює

$$\tau_c = \frac{E\gamma}{Lp_c}, \quad (3)$$

де E – модуль пружності першого роду; γ – питома вільна поверхнева енергія твердого тіла; L – довжина перерізу відколу; p_c – критичне небезпечне напруження, нормальне до площини тріщини.

Для крихких тіл величина p_c співпадає з межею міцності матеріалу розтягування, тобто $p_c = [\sigma_p]$ [8]. Тоді

$$P_\tau = \frac{E\gamma ab}{L[\sigma_p] \sin \beta_1}. \quad (4)$$

Як слідує з рівняння (4), величина тангенціальної складової сили різання, а, отже, і енергоємність процесу різання при обробці крихких матеріалів залежить від значення питомої вільної поверхневої енергії твердого тіла. Змінюючи величину γ оброблюваного матеріалу за рахунок введення в зону обробки поверхнево-активних МОТС, можливо зменшити енергоємність процесу диспергування матеріалу припуску і добитися інтенсифікації процесу.

Полегшення розвитку нових поверхонь, яке супроводжує процеси деформації і руйнування твердих тіл у присутності поверхнево-активних середовищ (ПАС), пов'язано з проявленням адсорбційного ефекту пониження міцності твердих тіл (ефект Ребіндера). Сенса ефекту Ребіндера є в адсорбційному пониженні міцності твердих тіл у результаті пониження вільної поверхневої енергії тіла на поверхнях, що розвиваються при деформації на межі з поверхнево-активним середовищем [9]. Для крихких тіл, у яких міцність (p_c) пропорційна вільній поверхневій енергії γ [9]: $p_c \approx \gamma^{(1/2)}$, проявлення ефекту адсорбційного ефекту пониження міцності має першорядне значення для визначення енергоємності процесів руйнування.

Однак відомо [10], що ефект Ребіндера проявляється при виконанні ряду умов, основними з яких є: спорідненість хімічного складу і побудови тіла і ТС; особливості реальної структури твердого тіла (його дефектність); умови деформування. Хімічний склад твердого тіла визначає характер взаємодії між атомами (іонами, молекулами) на межі між фазами. Останнє можливо при певній «спорідненості» цих фаз. Для крихких неметалевих матеріалів,

особливо для матеріалів на основі скла, які є речовинами крихкими з типовими гідрофільними поверхнями (тобто ярко вираженою полярністю), найбільше зниження поверхневої енергії і, таким чином, і міцності, відбувається при контакті з найбільш полярною рідиною – водою або водяними розчинами поверхнево-активних речовин (ПАР), яким притаманна висока полярність [11].

На рівень проявлення ефекту адсорбційного зниження міцності суттєво впливає реальна структура твердого тіла. Дефекти структури матеріалів мають надлишкову вільну енергію, тому на них і відбувається інтенсивна адсорбція атомів ПАС. Адсорбція і викликане нею зниження поверхневої енергії призводить до збільшення розмірів мікротріщин. Зниження міцності матеріалу обумовлює зміну (зменшення) рівня критичних напружень, при яких ці мікротріщини гублять стійкість, наслідком чого є руйнування об'ємів матеріалу. Крім того, дефекти структури служать каналами, по яким молекули середовища проникають всередину зразка, інтенсифікуючи розвиток тріщин.

Оброблювані матеріали відрізняють розвинена система вихідних дефектів структури. Наприклад, структура стеклокераміки, речовин аморфних, включає дефекти типу неоднорідностей щільності і хімічного складу, непроварів, бульбашок, зародків кристалізації і т. п. Під дією механічних напружень ті або інші дефекти структури матеріалу розвиваються, починають грати роль локальних концентраторів напружень і забезпечують перші розриви міжатомних зв'язків і поступове зародження ультрамікротріщин [12]. Для ситалів (склокераміка) притаманна вихідна дефектність структури у вигляді мікропорожнин або мікрощілин рівномірно, з конкретною для кожної марки ситалу щільністю розташованих в об'ємі матеріалу. Наявність розвинутої мережі дефектів структури в КНМ передбачає інтенсивне проявлення ефекту адсорбційного зниження міцності.

Адсорбційне зниження міцності залежить також від умов деформування. А саме: від характеру напруженого стану, швидкості деформації, температури, кількості ПАС і розподілення її по поверхні зразка, швидкості розповсюдження компонентів середовища по дефектах структури оброблюваного матеріалу і т. д. Найбільш ярко ефект проявляється при жорстких напружених станах із переваженням деформацій розтягування [13]. Різання, а саме шліфування, характеризується позитивним для сильного проявлення ефекту сукупністю умов [14]: високими локальними напруженнями при складному напруженому стані; значними швидкостями контакту інструменту і зразка; циклічними навантаженнями; малими з'ємами матеріалу за прохід.

Однак активні рідкі середовища полегшують обробку твердих тіл тільки в тому випадку, якщо забезпечена їх швидка поверхнева дифузія в зону різання. Тому молекули і атоми ПАС повинні мати високу швидкість міграції.

Крім того використовувані рідини повинні мати низьке поверхнєве натягування, мати добру змочувальну властивість відносно оброблюваного матеріалу.

Змочування твердого тіла рідиною здебільшого залежить від природи сил взаємодії між рідиною і твердим тілом, що характеризується роботою адгезії W_a [15], яка тим більше, чим більше взаємодія контактуючих фаз. Згідно [15], робота адгезії дорівнює

$$W_a = \sigma_{тг} - \sigma_{рг} - \sigma_{тр}, \quad (5)$$

де $\sigma_{тг}, \sigma_{рг}, \sigma_{тр}$ – поверхнєве натягування на межі, відповідно, тіло – газ, рідина – газ, тіло – рідина.

Доказано [15], що змочування можливо при умові $W_a > \sigma_{рг}$. Приблизно можна вважати, що чим менше поверхнєве натягування рідини $\sigma_{рг}$, тим легше ця рідина змочує тверді тіла при умові, що поверхнєве натягування рідини менше роботи адгезії.

Швидкість розтікання рідини залежить від співвідношення рушійних сил і сил супротиву. Рушійні сили визначаються тими складовими вільної енергії системи, які зменшуються при змочуванні. Рушійну силу розтікання можна знайти, використовуючи силову трактовку поверхневого натягування [15]. Рушійна сила, віднесена до одиниці довжини периметру змочування ($\sigma_{руш}$), дорівнює

$$\sigma_{руш} = (\sigma_{рг} - \sigma_{тр}) - \sigma_{рг} \cos(\theta_d), \quad (6)$$

де θ_d – динамічний краєвий кут.

Спрощено, умовно прийнявши, що змочування рідиною твердого тіла є повним, отримаємо

$$\sigma_{руш} = \sigma_{тг} - \sigma_{тр} - \sigma_{рг}. \quad (7)$$

ТС є невід'ємною частиною замкнутої технологічної системи і активним фактором участі у процесі формоутворення. Із (7) слідує, що рушійна сила розтікання характеризує енергетичний стан технологічної системи: оброблюваний матеріал (тверде тіло) – ТС (рідина) – атмосфера (газ). Чим менше поверхнєве натягування самої рідини $\sigma_{рг}$ і поверхнева енергія γ оброблюваного матеріалу на межі з технологічним середовищем $\sigma_{тр}$, тим більше рушійна сила розтікання, тим вище змочування оброблюваного тіла технологічним середовищем. Для конкретного матеріалу, вихідний енергетичний стан якого характеризується поверхневою енергією (поверхневим натягуванням) на межі з газом $\sigma_{тг}$, збільшення $\sigma_{руш}$ при контакті з ТС пов'язано зі зменшенням поверхневої енергії твердого тіла в системі тіло – рідина, що призведе до зниження енергоємності процесів

диспергування. При цьому величина зниження поверхневої енергії в системі здебільшого визначається спорідненістю ТС і оброблюваного матеріалу.

Рушійна сила розтікання може бути прийнята в якості комплексного критерію при виборі ТС, що оцінюються по ефективності їх дії на процеси диспергування матеріалу припуску при механічній обробці КНМ.

У залежності від тривалості контакту об'єму рідини з поверхнею твердого тіла розтікання може здійснюватися послідовно в кінетичному, інерційному і в'язкому режимах [15]. Кінетичний режим розтікання має місце лише на самій початковій стадії розтікання. Його тривалість при контакті малов'язких полярних середовищ із гідрофільним матеріалом орієнтовно складає 10-4–10-6 с, тобто порівнянна з часом створення сколів при різанні (шліфуванні). Швидкість розтікання v_p в цьому режимі пропорційна величині рушійної сили розтікання [15]

$$v_p = A_p \sigma_{\text{руш}}, \quad (8)$$

де A_p – коефіцієнт пропорційності.

На подальших етапах розтікання звичайно відбувається в гідродинамічному режимі, формами якого є інерційний і в'язкий режими. Однак і в цих випадках швидкість розтікання середовища пропорційна рушійній силі розтікання.

Для проявлення ефекту адсорбційного зниження міцності ТС повинна бути надійно доставлена в зону утворення крихких тріщин, мати якості, що дозволяють їй швидко розповсюджуватися по цим тріщинам і забезпечувати їх стабільний ріст. Для можливості синтезування ТС з певними заданими властивостями необхідно розглянути механізми розповсюдження ПАС по тріщинам і кінетику росту тріщин при моделюванні процесу різання.

Згідно [16], процес проникнення ПАС у тріщину включає наступні етапи: 1 - послідовне капілярне розтікання рідини всередині тріщини від зовнішньої поверхні вглиб зразка, режим розтікання - інерційний, функція - транспортування середовища вглиб тріщини; 2 - розтікання рідини по поверхні стінок тріщини, режим розтікання - в'язкий, функція - транспортування середовища вглиб тріщини; 3 - поверхнева дифузія атомів ПАС у вершину тріщини, функція - зниження вільної енергії утворюваної поверхні за рахунок полегшення перебудови матеріалу і розриву міжатомних зв'язків у тілі при взаємодії з атомами середовища під час їх проникнення в зону передруйнування; 4 - нерегулярна дифузія (міграція атомів середовища уздовж порожніх дефектів структури), функція - забезпечення вирішального впливу на проникнення атомів середовища по зародковим тріщинам і подальшу дифузію по їх поверхні.

Для того, щоб ТС змогла ефективно впливати на процес руйнування, швидкість її транспортування до вершини тріщини, що утворюється при різі, повинна бути не менше швидкості утворення мікровідколів при різанні. Це

можливо за умови кінематичного режиму розтікання середовища по тріщині. Процес затікання середовища в мікротріщини, що утворюються в зоні різання, інтенсифікується під дією ефекту вакуумування. Створена тріщина під шаром рідини формує вакуумні мікрооб'єми, куди всмоктується рідина.

Однак в силу ряду причин [16]: вигнутий меніск у вершини тріщини при капілярному перебігу, різке зростання гідравлічного опору в дуже тонких шарах середовища під стінами тріщини, клиновидний характер профілю вершини тріщини - розглянуті вище механізми поширення ПАС не можуть підвести середовище безпосередньо до вершини тріщини, полегшуючи тим самим його участь в акті руйнування твердого тіла. Зниження вільної поверхневої енергії твердого тіла відбувається за рахунок механізму поверхневої дифузії атомів середовища до вершини тріщини. Так, наприклад, механізм адсорбційної дії ПАР на склі викликається адсорбцією полярних груп цих речовин: OH, COOH, NH₂ та ін. на поверхні при орієнтації вуглеводневими ланцюгами назовні. При цьому полегшуються перебудова структури і розрив міжатомних зв'язків у твердому тілі при взаємодії з атомами середовища під час їх проникнення в зону передруйнування.

За даними роботи [17] при адсорбційному зниженні міцності стекл під дією води поверхнева дифузія є єдиною можливим механізмом проникнення середовища в клиноподібну частину тріщини і, власне, в її вершину. Поверхнева дифузія відбувається на дуже короткому шляху від межі рідкої фази в тріщині до вершини. Тому швидкість росту тріщини руйнування лімітується, як правило, не поверхневою дифузійною, а транспортуванням середовища, швидкість якого залежить від енергетичного стану системи: тверде тіло - середовище - газ. Подальший розвиток зони передруйнування в деформованому матеріалі можливий за рахунок явища нерегулярної дифузії. Чим вище фізико-хімічна спорідненість оброблюваного матеріалу і ТС, тим вище швидкість нерегулярної дифузії і більш ефективним є вплив середовища на характеристики міцності матеріалу.

Наведені вище положення теорії Ребіндера і його послідовників свідчать про можливість зниження енергоємності процесу диспергування припуску при введенні в зону різання адсорбційно-активних ТС. При цьому технологічне середовище і сам процес обробки повинні відповідати наступним умовам:

- ТС повинна бути хімічно і фізично спорідненою оброблюваним матеріалам, речовинам полярним, і бути по відношенню до них адсорбційно-активною;
- з метою забезпечення швидкої доставки адсорбційно-активних компонентів середовища до вершин тріщин, що виникають при різанні, рідина повинна добре змочувати поверхню КНМ, а також забезпечувати високу швидкість розтікання, сумірну зі швидкістю утворення мікровідколів при різанні, що можливо при транспортуванні рідини до вершини тріщини в кінетичному режимі. Для виконання цієї умови середовище повинно мати низьке

поверхнєве натягування і високе значення рушійної сили розтікання. Бажано, щоб середовище мало невелику в'язкість, так як збільшення в'язкості гальмує поширення рідини уздовж стінок мікротріщини.

Сформульованим вимогам при обробці КНМ, особливо матеріалів на основі скла, відповідають полярні середовища, зокрема, вода і ТС на її основі з добавками ПАР, що знижують поверхнєве натягування води і підвищують адсорбційну активність середовища. В цьому випадку технологічні середовища крім виконання традиційних охолоджувальної, мастильної і миючої функцій оказують суттєву диспергуючу дію.

Через відмінності у властивостях металів і КНМ і характері їх руйнування при різанні: пластичний для металів і крихкий для крихких неметалевих матеріалів - при обробці останніх першорядне значення набувають диспергуючі властивості середовища. Мастильна, охолоджувальна і миюча властивості ТС також важливі. Однак при нормальній роботі алмазного інструменту (вільне різання) мастильна дія середовища не має такого вирішального значення як, наприклад, при шліфуванні металів [18]. Пояснюється це відмінностями в умовах контакту інструменту і оброблюваного матеріалу і в фізико-хімічних процесах у зоні різання, умовах тертя і т. д.

Узагальнюючи сказане раніше, можна зробити висновок, що ТС для обробки виробів із КНМ повинна являти собою полярну рідину, що містить у своєму складі поверхнєво-активні добавки, які підвищують диспергуючу дію середовища і поліпшують її доставку в зону обробки за рахунок зростаючої здатності до змочування і розтікання по поверхні оброблюваного матеріалу, а також покращують мастильну властивість ТС за рахунок створення екрануючих плівок між поверхнями контакту виробу та інструменту. ТС повинна мати високі миючі властивості, забезпечуючи за рахунок цього своєчасне видалення продуктів диспергування матеріалу і зношування інструменту із зони обробки, а також знижену в'язкість. Середовище повинне бути нешкідливим для здоров'я робітників, економічним і простим у приготуванні.

Висновки

З огляду на вимоги до фізико-хімічних властивостей ТС, що сформульовані вище, були синтезовані МОТС на базі водних розчинів ПАР (оксєтильованих жирних спиртів, алкілмоносультатів та ін.) для наступних операцій механічної обробки КНМ: лезової обробки технічних стекл (точіння, свердління); шліфування технічних стекл і ситалів вільним абразивом і алмазним інструментом; полірування технічних стекл; алмазного шліфування технічної кераміки різних видів, ультразвукової обробки технічної кераміки [1, 2, 18, 20]. При розробці ТС враховувалися технологічні особливості реалізуємих операцій, а саме: застосовуваний

інструмент і характер його зносу; рівень силового впливу на оброблювану поверхню; особливості та механізми процесу диспергування оброблюваного матеріалу; кінематичні характеристики процесу і т. д. Впровадження розроблених МОТС при виконанні перерахованих вище операцій дозволило відносно базових варіантів ТС (вода, масляні емульсоли) підвищити продуктивність обробки до 30%, зменшити дефектність сформованої поверхні і знос алмазного інструменту до 20%.

Список використаних джерел: 1. Гусев В.В. Технологічне забезпечення якості обробки виробів із технічної кераміки: монографія / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова. – Донецьк: ГВУЗ «ДонНТУ», 2012. – 250 с. 2. Калафатова Л.П. Технологічні основи підвищення ефективності обробки забезпечення якості виробів із технічних стеклов / ситалів: дис. . докт. техн. наук : 05.02.08 / Калафатова Людмила Павлівна. Харків, 2001. – 515 с. 3. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов / В.К. Старков. – М.: Машиностроение, 1979. – 160 с. 4. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с. 5. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.И. Еремин. – М.: Машиностроение, 1956. – 319 с. 6. Ардамацкий А.Л. Алмазная обработка оптических деталей / А.Л. Ардамацкий. – Л.: Машиностроение, 1978. – 232 с. 7. Ребиндер П.А. Физико-химическая механика / П.А. Ребиндер. – М.: Наука, 1979. – 124 с. 8. Авадзи М. Макроскопический критерий хрупкого разрушения в условиях сложного напряженного состояния / М. Авадзи // Труды америк. общ-ва инж-мех. – 1980. – №3. – С. 19-25. 9. Ребиндер П.А. Адсорбционное понижение прочности металлических монокристаллов и самопроизвольное диспергирование в жидких средах / П.А. Ребиндер, В.И. Лихтман, Л.А. Качанова // Докл. АН СССР. – 1956. – Т. 11. – С. 1278-1281. 10. Вествуд А. Чувствительность механических свойств к действию среды / А. Вествуд, Н. Столова. – М.: Мир, 1969. – 352 с. 11. Шукин Е.Д. О роли межатомных взаимодействий в адсорбционном понижении прочности металлов / Е.Д. Шукин, Б.Д. Сумм, Ю.В. Горюнов // Докл. АН СССР. – 1966. – № 167. С. 631-639. 12. Шукин Е.Д. Применение сильно поверхностно-активных сред для интенсификации процессов механической обработки твердых тел и материалов / Е.Д. Шукин, Л.С. Брюханова, З.М. Полукарова, Н.В. Перцов // Физико-химическая механика материалов. – 1976. – №4. – С. 40 - 51. 13. Шукин Е.Д. О понижении прочности стекла под действием микроскопических дефектов, наносимых на его поверхность / Е.Д. Шукин А.Л. Кочанова, З.М. Занозина // Физико-химическая механика материалов. – 1965. – №2. – С. 127- 133. 14. Шукин Е.Д. Развитие исследований адсорбционного понижения прочности твердых тел в работах П.А. Ребиндера и его школы / Е.Д. Шукин, Ю.В. Горюнов, Н.В. Перцов // Физико-химическая механика материалов. – 1978. – № 4. – С. 3-9. 15. Сумм В.Д. Физико-химические основы смачивания и растекания / В.Д. Сумм, Б.В. Горюнов. – М.: Химия, 1976. – 232 с. 16. Шукин Е.Д. Роль процессов распространения адсорбционно-активной среды по поверхности твердых тел в проявлении эффекта адсорбционного понижения прочности / Е.Д. Шукин, Б.Д. Сумм // Поверхностная диффузия и растекание. – М.: Наука, 1969. – С. 161 - 185. 17. Бартенев Г.М. Сверхпрочные и высокопрочные неорганические стекла / Г.М. Бартенев. – М.: Стройиздат, 1974. – 240 с. 18. Калафатова Л.П. Повышение эффективности шлифования твердых сплавов и конструкционной керамики: монография / Л.П. Калафатова, П.Г. Матюха, Д.В. Поколенко и др. – Покровск: ГВУЗ «ДонНТУ», 2017. – 182 с. 19. Калафатова Л.П. Шляхи підвищення ефективності шліфування виробів із важкооброблюваних крихких неметалевих матеріалів / Л.П. Калафатова // Науковий вісник ДонНТУ. Всеукр. наук. вісник. – Красноармійськ: ДонНТУ, 2016. – №1 (1'). – С. 72-83. 20. Калафатова Л.П. Механізми формування тріщиноватого слоя при шліфуванні ситаллов / Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2016. – Вып. 86. – С. 26-34.

Bibliography (transliterated): 1. *Gusev V.V.* Tehnologichne zabezpechennja jakosti obrobki virobiv iz tehnicnoi keramiki: monografija / *V.V. Gusev, L.P. Kalafatova*. – Donec'k: GVUZ «DonNTU», 2012. – 250 s. 2. *Kalafatova L.P.* Tehnologichni osnovi pidvishhennja effektivnosti obrobki zabezpechennja jakosti virobiv iz tehnicnih stekol i sitaliv: dis. . dokt. tehn. nauk : 05.02.08 / *Kalafatova Ljudmila Pavlivna*. Harkiv, 2001. – 515 s. 3. *Starkov V.K.* Dislokacionnye predstavlenija o rezanii metallov / *V.K. Starkov*. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 160 s. 4. *Maslov E.N.* Teorija shlifovanija materialov / *E.N. Maslov*. – M.: Mashinostroenie, 1974. – 320 s. 5. *Rozenberg A.M.* Jelementy teorii processa rezanija metallov / *A.M. Rozenberg, A.I. Eremin*. – M.: Mashinostroenie, 1956. – 319 s. 6. *Ardamackij A.L.* Almaznaja obrabotka opticheskikh detalej / *A.L. Ardamackij*. – L.: Mashinostroenie, 1978. – 232 s. 7. *Rebinder P.A.* Fiziko-himicheskaja mehanika / *P.A. Rebinder*. – M.: Nauka, 1979. – 124 s. 8. *Avadzi M.* Makroskopicheskij kriterij hrupkogo razrushenija v uslovijah slozhnogo narjazhennogo sostojanija / *M. Avadzi* // Trudy amerik. obshh-va inzh-meh. – 1980. – №3. – S. 19-25. 9. *Rebinder P.A.* Adsorbcionnoe ponizhenija prochnosti metallicheskih monokristallov i samoproizvol'noe dispergirovanie v zhidkikh sredah / *P.A. Rebinder, V.I. Lihtman, L.A. Kachanova* // Dokl. AN SSSR. – 1956. – T. 11. – S. 1278-1281. 10. *Vestvud A.* Chuvstvitel'nost' mehanicheskikh svojstv k dejstvu sredi / *A. Vestvud, N. Stolova*. – M.: Mir, 1969. – 352 s. 11. *Shhukin E.D.* O roli mezhatomnyh vzaimodejstvij v adsorbcionnom ponizhenii prochnosti metallov / *E.D. Shhukin, B.D. Summ, Ju.V. Gorjunov* // Dokl. AN SSSR. – 1966. – № 167. S. 631-639. 12. *Shhukin E.D.* Primenenie sil'no poverhnostno-aktivnyh sred dlja intensivifikacii processov mehanicheskoy obrabotki tverdyh tel i materialov / *E.D. Shhukin, L.S. Brjuhanova, Z.M. Polukarova, N.V. Percov* // Fiziko-himicheskaja mehanika materialov. – 1976. – N4. – S. 40 - 51. 13. *Shhukin E.D.* O ponizhenii prochnosti stekla pod dejstviem mikroskopicheskikh defektov, nanosimyh na ego poverhnost' / *E.D. Shhukin A.L. Kochanova, Z.M. Zanozina* // Fiziko-himicheskaja mehanika materialov. – 1965. – N2. – S. 127- 133. 14. *Shhukin E.D.* Razvitie issledovanij adsorbcionnogo ponizhenija prochnosti tverdyh tel v rabotah P.A. Rebindera i ego shkoly / *E.D. Shhukin, Ju.V. Gorjunov, N.V. Percov* // Fiziko-himicheskaja mehanika materialov. – 1978. – № 4. – S. 3-9. 15. *Summ V.D.* Fiziko-himicheskie osnovy smachivaniya i rastekaniya / *V.D. Summ, B.V. Gorjunov*. – M.: Himija, 1976. – 232 s. 16. *Shhukin E.D.* Rol' processov rasprostraneniya adsorbcionno-aktivnoj sredi po poverhnosti tverdyh tel v pojavlenii jeffekta adsorbcionnogo ponizhenija prochnosti / *E.D. Shhukin, B.D. Summ* // Poverhnostnaja diffuzija i rastekanie. – M.: Nauka, 1969. – S. 161 - 185. 17. *Bartenev G.M.* Sverhprochnye i vysokoprochnye neorganicheskie stekla / *G.M. Bartenev*. – M.: Strojizdat, 1974. – 240 s. 18. *Kalafatova L.P.* Povyshenie jeffektivnosti shlifovanija tverdyh splavov i konstrukcionnoj keramiki: monografija / *L.P. Kalafatova, P.G. Matjuha, D.V. Pokolenko* i dr. – Pokrovsk: GVUZ «DonNTU», 2017. – 182 s. 19. *Kalafatova L.P.* Shljahi pidvishhennja effektivnosti shlifuvannja virobiv iz vazhkoobroblyvanych krihkih nemetalevih materialiv / *L.P. Kalafatova* // Naukovij visnik DonNTU. Vseukr. nauk. visnik. – Krasnoarmijs'k: DonNTU, 2016. – №1 (1'). – C. 72-83. 20. *Kalafatova L.P.* Mehanizmy formirovanija treshhinovatogo sloja pri shlifovanii sitallov / *L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko* // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. – Har'kov: NTU "HPI", 2016. – Vyp. 86. – S. 26-34.

УДК 621.92.01

Н.В. ЛІЩЕНКО, канд. техн. наук,
В.П. ЛАРШИН, д-р техн. наук, Одеса,
О.М. КОВАЛЬЧУК, канд. техн. наук, Харків, Україна

ІМІТАЦІЙНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПРИ ПРОФІЛЬНОМУ ЗУБОШЛІФУВАННІ

Виконано імітаційне 3D моделювання температурного поля при профільному зубошліфуванні з урахуванням евольвентної форми профілю зуба, змінної щільності теплового потоку по висоті зуба і в умовах дії примусового охолодження, як це має місце в дійсності. Зазначені особливості профільного зубошліфування неможливо вивчити при звичайному експериментальному дослідженні операції зубошліфування через відсутність відповідних датчиків температури в зоні різання або спотворення цими датчиками (коли вони є) природного температурного поля.

Ключові слова: профільне зубошліфування, температура, імітаційне моделювання.

Выполнено имитационное 3D моделирование температурного поля при профильном зубошлифовании с учетом эвольвентной формы профиля зуба, переменной плотности теплового потока по высоте зуба и в условиях действия принудительного охлаждения, как это имеет место в действительности. Указанные особенности профильного зубошлифования невозможно изучить при обычном экспериментальном исследовании операции зубошлифования по причине отсутствия соответствующих датчиков температуры в зоне резания либо искажения этими датчиками (когда они есть) естественного температурного поля.

Ключевые слова: профильное зубошлифование, температура, имитационное моделирование.

Simulated 3D modeling of the temperature field for profile gear grinding was carried out, taking into account the involute shape of the tooth profile, the variable heat flux density over the tooth height and under forced cooling conditions, as it is the case in reality. These features of profile gear grinding cannot be studied in the usual experimental study of the grinding operation due to the absence of appropriate temperature sensors in the cutting zone, or (when they exist) these sensors distort the natural temperature field.

Key words: profile grinding, temperature, simulation.

Постановка проблеми. До числа основних вимог до якості зубчастих коліс (ЗК) відноситься відсутність припиків та мікротріщин. Якість поверхневого шару формується на зубошліфувальній операції. Найбільше застосування в сучасних технологіях зубошліфування на верстатах з ЧПК одержали два методи: метод копіювання, тобто профільного шліфування і метод обкату черв'ячним шліфувальним кругом, тобто метод черв'ячного шліфування. Перший метод відрізняється більш високою точністю (DIN 3-6) при однаковій продуктивності вказаних методів, а другий – більш високою продуктивністю при однаковій точності.

Відомо, що шліфувальні припіки та мікротріщини викликані температурним фактором, тому задача визначення температури профільного зубошліфування з урахуванням умов, які не можна задати при аналітичному рішенні теплової задачі

(змінна по висоті зубу щільності теплового потоку, геометрична форма зуба з його евольвентною формою профілю, вплив примусового охолодження тощо відноситься до числа актуальних у технології машинобудування. Вирішення цієї проблеми дозволить забезпечити адаптацію елементів технологічної системи до умов обробки (elements consensus), в яких відбивається різноманіття діючих факторів.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Відомо два методи до визначення температури шліфування: аналітичний – на основі рішення диференціального рівняння теплопровідності Фур'є (математичне моделювання на основі феноменологічного підходу до визначення температури) [1-8] і імітаційне моделювання температурного поля – на основі комп'ютерного моделювання методом кінцевих елементів [9-13].

Для розробки математичного забезпечення вбудованих підсистем проектування, моніторингу і технологічної діагностики операції профільного зубошліфування, які працюють у режимі реального часу, перевагу має аналітичний метод, тому що вимагає меншого часу для ухвалення рішення: час виконання обчислень температури за аналітичними формулами (мікросекунди) є набагато менше, ніж час імітаційного моделювання температурного поля (30-40 хвилин). Другий підхід є більш трудомістким і може використовуватися для обґрунтування правомірності першого, пошуку умов його використання.

Аналітичному методу визначення температури профільного зубошліфування присвячено декілька робіт [1, 2, 14]. Однак рішення, які наведено в цих роботах отримані з припущеннями: постійна або лінійна зміна щільності теплового потоку уздовж і поперек зони контакту, не оцінено вплив охолодження на температуру шліфування.

У роботі [11] виконано аналіз температурного поля методом кінцевих елементів (FEM) у програмі ANSYS з урахуванням адіабатичної стінки на торці зуба. У роботі отримано результати моделювання температури по довжині зуба по мірі переміщення рухливого прямокутного теплового джерела, який рухається зі швидкістю 1 м/хв. Однак при багатопрхідному профільному шліфуванні осьова подача змінюється в діапазоні від 1 м/хв до 12 м/хв. Тому варто встановити вплив осьової подачі на температуру шліфування, наприклад, методом кінцевих елементів.

Виділення невідомих раніше частин загальної проблеми. Виконаний аналіз наявних досліджень показав, що в літературі відсутні відомості за методикою 3D імітаційного моделювання при профільному зубошліфуванні з урахуванням евольвентної форми профілю зуба, змінної щільності теплового потоку по висоті зуба і в умовах дії примусового охолодження, як це має місце в дійсності. Зазначені особливості профільного зубошліфування неможливо вивчати при звичайному експериментальному дослідженні зубошліфування через відсутність відповідних датчиків температури в зоні різання або спотворення цими датчиками (коли вони є) природного температурного поля.

Метою статті є розробка методики імітаційного моделювання температурного поля, його дослідження з урахуванням температурних умов максимально наближених до реальних і розробка технологічних рекомендацій щодо забезпечення профільного зубошліфування без припіків на верстатах з ЧПК.

Матеріали дослідження. Одновимірне рішення за певних умов, які необхідно встановити, дозволяє одержати температуру шліфування дуже близьку до відповідних розрахунків за три- (рис.1, а) і двовимірним (рис. 1, б) аналітичними рішеннями.

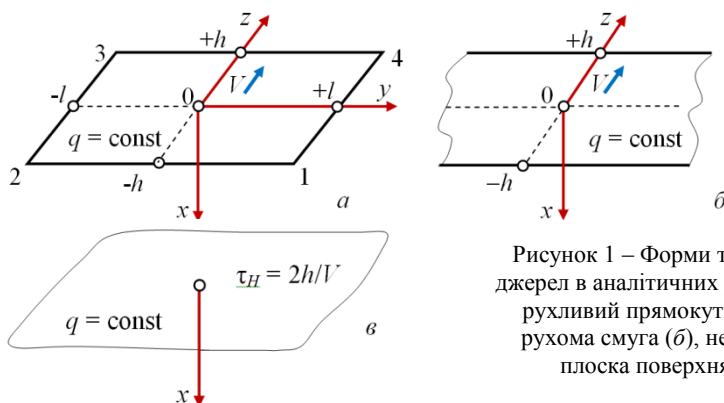


Рисунок 1 – Форми теплових джерел в аналітичних рішеннях: рухливий прямокутник (а), рухома смуга (б), нерухома плоска поверхня (в)

Це має місце при двох умовах: 1) якщо рухливе джерело має велику швидкість, тобто при числі Пекле $H \geq 4$ [5], 2) зона контакту (рис. 1, д) повинна мати таку довжину, при якій вектори теплового потоку в центрі цієї зони паралельні один одному і спрямовані перпендикулярно до оброблюваної поверхні (лінійний тепловий потік за термінологією Г. Карслоу і Д. Егера [15]. Для визначення температури профільного зубошліфування з використанням рішення одновимірного диференціального рівняння теплопровідності була прийнята наступна концепція. Зазначим, тобто одновимірним рішенням (рис. 1, в), можна користуватися для визначення температури в центрі декількох ділянок поверхні евольвентного профілю зуба (западни), розташованих по висоті зуба, наприклад, у верхній, середній і нижній частинах евольвентного профілю. Кількість цих ділянок повинна бути мінімальною і достатньою. Умова паралельності векторів теплового потоку має місце при наявності достатньої за площею поверхні зі змінною щільністю теплового потоку, яку можна охарактеризувати середнім її значенням (mean value). Очевидно, що ця умова найбільш повно виконується в точці зони контакту, яка рівновіддалена від країв цієї зони (equidistant from the edges of this zone). Для підтвердження цієї концепції і конкретизації вищевказаних

умов необхідно виконати комп'ютерне імітаційне моделювання температурного поля (temperature field computer simulation), наприклад, у середовищі програми COMSOL Multiphysics.

Розробка моделі (modelling) для подальшого імітаційного моделювання (simulation) температурного поля виконується за наступним планом.

1. Засобами комп'ютерної графіки (віртуальна фізична модель) побудувати геометричну модель взаємодіючих твердих тіл (ЗК і шліфувальний круг), забезпечуючи максимальну відповідність геометричних форм дотичних поверхонь їх ідеальним геометричним формам (допущення при імітаційному моделюванні).

2. Засобами комп'ютерної програми COMSOL Multiphysics реалізувати віртуальний процес поширення температурного поля для рухливого теплового джерела шириною $2h$ (рис. 1, *a*), що рухається в напрямку осі z зі швидкістю $V = V_f$ по бічній поверхні зуба ЗК при граничних умовах другого роду зі змінною по евольвентному профілю щільністю теплового потоку $q(r_x)$, де r_x – поточний радіус-вектор евольвентного профілю.

3. Вивчити перехідний процес формування температурного поля (відсутній в аналітичних рішеннях три- і двовимірних диференціальних рівнянь теплопровідності (розмірність простору 3D)).

4. Порівняти отримане стає температурне поле від рухомого теплового джерела зі швидкістю V (розмірність простору 3D) з аналогічним полем від нерухомого теплового джерела (розмірність простору 2D), який діє час $\tau_H = 2h/V_f$ і має ту ж саму щільність теплового потоку для одних і тих же точок евольвентного профілю.

5. Визначити кількість ділянок, в центрі яких визначають температуру за одновимірним рішенням для нерухомого теплового джерела (розмірність простору 2D).

Аналітичні рішення, як правило, отримані при постійній щільності теплового потоку (heat flux density), який має місце в зоні плями контакту незалежно від просторових координат цих точок і часу, тобто $q(r_x) = \text{const}$. При імітаційному моделюванні щільність теплового потоку може бути задана змінною як в межах зони контакту (тобто в різних точках поверхні плями контакту) так і за часом. Будь-яка залежність щільності теплового потоку від координат точок і часу може бути задана і це безпосередньо позначиться на температурному полі як в зоні поверхні плями контакту, так і за межами цієї зони. Миттєву щільність теплового потоку в кожній точці евольвентного профілю зуба визначають за формулою, яка встановлена в роботі [5], тобто

$$q(r_x) = A_{num} \Psi V_f t_n(r_x) / \sqrt{Dt_v}, \quad (1)$$

де A_{num} – питома робота шліфування, Дж/мм³; ψ – коефіцієнт теплового провідності; V_f – осьова подача, мм/хв; D – миттєвий діаметр шліфувального круга, мм. Для визначення миттєвої нормальної глибини шліфування t_n можна скористатися або прийомами диференціальної геометрії, або відомим рівнянням зв'язку між вертикальною t_v і нормальною t_n глибинами зубошліфування [2], причому $t_n = t_v \cos \gamma$, де γ – кут між нормаллю до евольвенти і віссю симетрії западини ЗК.

Вихідні дані для визначення миттєвої щільності теплового потоку: $A_{num} = 54$ Дж/мм³; $\psi = 0,8$; $D = 400$ мм; $t_v = 0,074$ мм; $V_f = 116,67$ мм/с (7 м/хв). Теплофізичні параметри сталі 20Х2Н4А: $a = 5,68 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 24$ Вт/(м·°С); $\rho = 7850$ кг/мм³; $C_p = 538$ Дж/(кг·°С). Параметри ЗК: $z = 40$; $m = 3,75$; $d = 150$ мм; $d_a = 153,75$ мм; $d_b = 40,954$ мм; $d_f = 139,875$ мм; $x = -0,3$; $\alpha = 20^\circ$; $\beta = 0$.

Час дії теплового джерела визначають за формулою $\tau_H = 2h / V_f = \sqrt{Dt_v} / V_f$, де $2h = \sqrt{Dt_v} / V_f$ – ширина зони контакту в напрямку вектора швидкості деталі, мм. В даному випадку $\sqrt{400 \cdot 0,074} / 116,67 = 0,046$ с, тобто $\tau_H = 46,6$ мс.

Щільність теплового потоку визначають за формулою (1). Отримуємо діапазон зміни параметру q від 2,044 до 30,77 Вт/мм² (рис. 2).

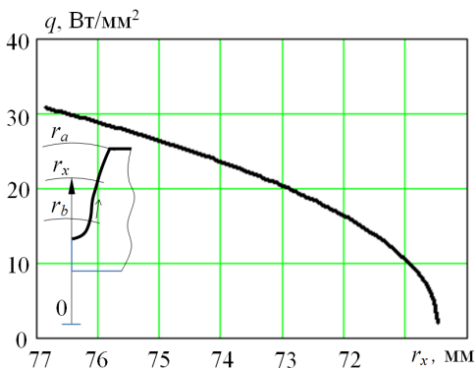


Рисунок 2 – Зміна щільності теплового потоку $q = q(r_x)$ в залежності від радіус-вектора r_x розглянутої точки евольвентного профілю

Геометрична модель зони контакту шліфувального круга і ЗК (рухоме теплове джерело) для визначення температурного поля (рис. 3) створена в програмі AutoCAD і імпортована в середовище COMSOL Multiphysics. Вона представляє собою ділянку поверхні, яка є спільною між шліфувальним кругом і ЗК. Евольвентний профіль зуба ЗК і профіль шліфувального круга складається з 99 мікроділянок. Профіль шліфувального круга має прямокутну ділянку контакту з висотою $(r_a - r_b)$ і шириною $2h$, що відповідає ширині

теплого джерела. Причому $h = 2,72 \cdot 10^{-3}$ м, тобто $2h = 5,44 \cdot 10^{-3}$ м, або 5,44 мм.

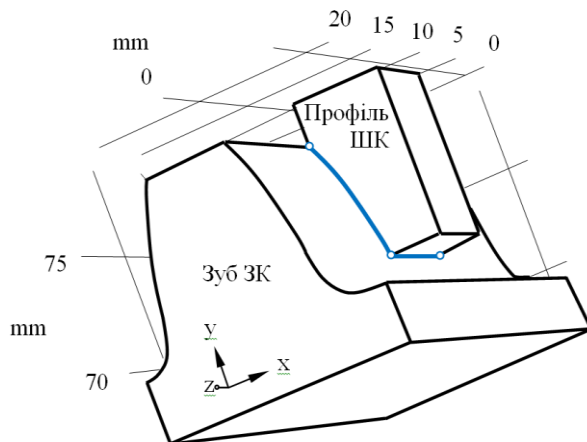


Рисунок 3 – 3D - геометрична модель сполучених об'єктів: зубу ЗК і профілю шліфувального круга

Запуск програми COMSOL Multiphysics здійснюється за наступною схемою.

1. File → New → Model Wizard (навігатор моделей).
2. Model Wizard → 3D → Select Physics → Heat Transfer in Solid (модуль) → Add → Study → Select Study → Time dependent → Done.

Далі виконують імпорт геометричної моделі з програми AutoCAD. Управління процедурою моделювання проводиться за допомогою конструктора моделей Model Builder, який включає дерево моделі. Це дерево відображає структуру і функціональність моделі, а також операції, які необхідні для її побудови і рішення з подальшою обробкою результатів.

Схема роботи Model Builder → GEOMETRY 1 наступна. На панелі інструментів Home → Import.

1. У вікні Settings для Import натисніть Browse (для вибору необхідного файлу). У рядку File name з'явиться вікно, де вказують місце розташування файлу з геометричним об'єктом, створеним, наприклад, у програмі AutoCAD.
2. У вікні Settings → Import.
3. На панелі інструментів Geometry → Booleans and Partitions → Difference.
4. На поле Graphics виділіть геометричний об'єкт – зуб ЗК. При цьому у вікні Settings для Difference у вікні Objects to add з'явиться назва цього об'єкта – impl1(1). У вікні Objects to subtract активізують кнопку Active і в поле Graphics виділяють другий геометричний об'єкт – шліфувальний круг. При

цьому у вікні Objects to subtract з'явиться назва другого об'єкта – imp 1 (2). Натискають Active.

5. У вікні Settings → Build Selected.

При цьому об'єкт imp1 (2) зникне, залишивши слід на об'єкті imp1(1) (рис. 4).

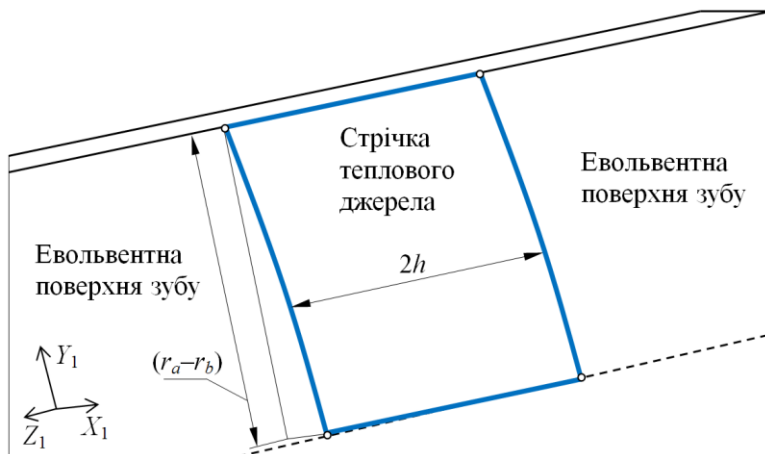


Рисунок 4 – Зуб 3К зі стрічкою шириною $2h$

Далі Model Builder → MATERIALS (вказують теплофізичні параметри матеріалу) → Material 1.

1. На панелі інструментів Material → Blank Materials.

2. У вікні Settings для Materials задати теплофізичні властивості матеріалу: (thermal conductivity k (Вт/м·К), Density ρ (кг/м³), Heat capacity at constant pressure C_p (Дж/(кг·К)).

3. У поле Selection зазначена область, для якої задають теплофізичні властивості. Натиснути Active (тому що об'єкт один, то в цьому полі цифра 1).

Далі задають початкові умови: Model Builder → HEAT TRANSFER IN SOLIDS (задають початкові умови) → Initial Values 1.

1. У вікні Model Builder → Component 1 → Heat Transfer in Solids → Initial Values 1.

2. У вікні Settings для Initial Values 1 вказати температуру в момент часу $\tau = 0$, тобто $T = 293$ К (20 °С).

Далі задають граничні умови: Model Builder → HEAT TRANSFER IN SOLIDS → Heat flux 1.

1. На панелі інструментів Physics → Boundaries → Heat Flux.

2. У вікні Settings для Heat Flux поставити маркер біля General inward heat flux q_0 . Тобто задають граничну умову II роду: $-\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = q_0$ ($\mathbf{n}$ – вектор одиничної

нормалі до границі розрахункової області; q_0 – фіксована (незалежна) складова щільності потоку теплової потужності через граничну поверхню, Вт/м²; $\mathbf{q}$ – вектор теплового потоку, Вт/м²; $\mathbf{q} = -k\overline{\nabla T}$; $k = \lambda$ – коефіцієнт теплопровідності, Вт/м·°C; $\overline{\nabla T}$ – градієнт температури, °C/м.

3. На поле Graphics вибрати ділянку евольвентного профілю (1 із 99), на якій необхідно задати значення щільності теплового потоку.

4. В текстовому полі вказують значення щільності теплового потоку. Натискають Active. Аналогічно задають щільність теплового потоку на інших ділянках смуги шириною $2h$.

5. На панелі інструментів Physics → Boundaries, вибирають Thermal Insulation. Ця умова має вигляд $-\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = 0$.

6. У вікні Settings для Thermal Insulation вказати для яких областей геометричного об'єкта обрана ця умова (на усіх областях, крім стрічки шириною $2h$ обрано цю умову). Натискають Active. Далі Model Builder → HEAT TRANSFER IN SOLIDS → Solid 1.

7. На панелі інструментів Physics → Attributes, вибирають Translation Motion (завдання інформації про рух).

8. У вікні Settings (для Translation Motion) в полі Velocity field задають швидкість теплового джерела ($\mathbf{u}_{\text{trans}}$, м/с) в напрямку осі z . Наприклад, якщо осьова подача (швидкість теплового джерела) 7 м/хв, то $\mathbf{u}_{\text{trans}} = 0,1167$ м/с.

Рівняння теплопровідності у вікні програми має вигляд

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \mathbf{u} \cdot \overline{\nabla T} + \overline{\nabla} \cdot \mathbf{q} = Q \quad (2)$$

де ρ – густина матеріалу, кг/м³; C_p – питома теплоємність, Дж/(кг·°C); $\mathbf{u}$ – вектор швидкості, м/с; $\overline{\nabla T}$ – градієнт температури, °C/м; $\mathbf{q}$ – вектор теплового потоку, Вт/м²; Q – потужність теплового джерела в одиниці об'єму, Вт/м³.

Перетворюючи рівняння (2) для $Q = 0$ отримуємо відоме рівняння для рухомого джерела тепла [3]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + u_z \frac{\partial T}{\partial z}. \quad (3)$$

Видно, що отримане диференціальне рівняння теплопровідності (3) відповідає його канонічному виду для тривимірної постановки теплофізичної задачі в аналітичному вигляді [3,16].

Далі Model Builder → Mesh 1.

1. У вікні Model Builder під Component 1 клікнути Mesh 1.

2. У вікні налаштування для Mesh вибирають Build All.

Далі Model Builder → Study 1 → Step 1: Time Dependent.

1. У вікні Model Builder під Study 1 клікнути Step1: Time Dependent.

2. У вікні Settings (для Time Dependent) вказати одиниці виміру часу Unit (s).

3. У секції Study Settings у текстовому полі Times вказати інтервал часу в секундах (range), для якого треба знайти температурне поле, тобто: 0, 0.0115, 0.023, 0.0345, 0.046, 0,1035 с.

На панелі інструментів Study натискають Compute або на панелі інструментів Home обирають Compute.

Результати моделювання температури на поверхні в програмі COMSOL Multiphysics для 3D-геометричної моделі можна побачити наступним чином: Model Builder → Results → Temperature → Surface 1.

1. На панелі інструментів Temperature обирають Surface.

2. У вікні Settings (для Surface) вказати одиниці виміру температури для відображення графіка (degC) (рис. 5).

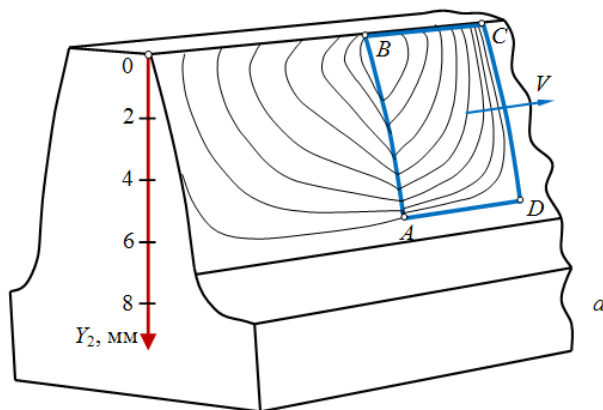
3. На панелі інструментів Results обирають 1D Plot Group.

4. На панелі інструментів 1D Plot Group клікнути 1D Graph.

5. У вікні Settings (для Line Graph) вибрати одиниці відображення температури (degC).

6. На поле Graphics клікнути на гранях евольвентного профілю зуба (здня крайка смуги 2h. При цьому у полі вікна Settings з'являються номери граней евольвентного профілю.

Після завдання всіх граней натискають Active. На полі Graphics з'явиться графік Line Graph (рис. 5, б): Temperature (degC) в залежності від координати Y_2 тобто $T(Y_2)$ в градусах Цельсія.



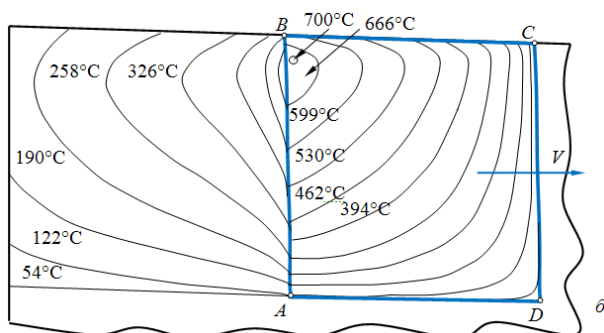


Рисунок 5 – Загальний вид об'єкта (а) після отримання результату імітаційного моделювання температурного поля (б) від прямокутного рухливого джерела $ABCD$ при зубошліфуванні через час $\tau = 103,5$ мс від моменту $\tau = 0$ (перехідний процес закінчено)

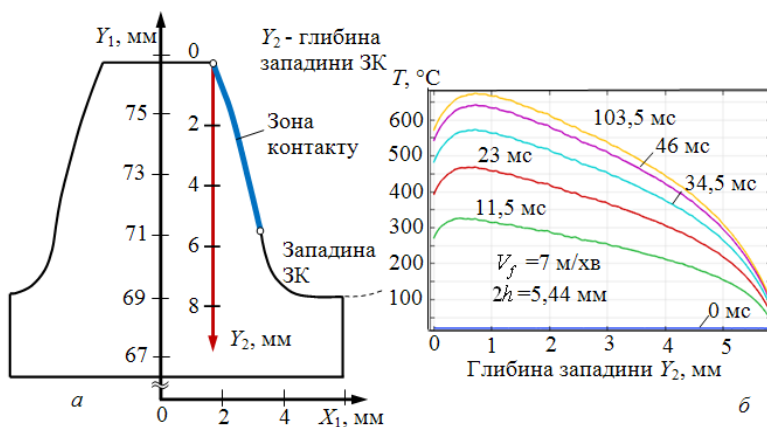


Рисунок 6 – Розташування осі Y_2 системи координат (а) і залежності $T(Y_2)$ в градусах Цельсія (б) в різні моменти часу: 0 мс; 11,5 мс; 23 мс; 34,5 мс; 46 мс; 103,5 мс

Встановлено, що максимальні значення температури (рис. 6) і щільності теплового потоку (рис. 2) розташовані в верхній частині евольвентного профілю зуба і не співпадають по висоті зуба, причому максимум температури (рис. 6, б) розташовано нижче максимуму щільності теплового потоку (рис. 2), який знаходиться на вершині зуба. Вивчено перехідний процес формування температурного поля навколо рухомого теплового джерела і встановлено час теплового насичення: 50 мс при $V_f = 12$ м/хв, 100

мс при $V_f = 7 \text{ м/хв}$ і 150 мс при $V_f = 3 \text{ м/хв}$. Встановлено, що час теплового насичення вдвічі перевищує час, який дорівнює відношенню ширини джерела до швидкості його переміщення. Наприклад, при $V_f = 7 \text{ м/хв}$ час теплового насичення 100 мс (рис.4.22), а $2h/V_f = 5,44 \text{ мм} / 7000 \text{ мм/хв} = 5,44 \text{ мм}/116,7 \text{ мм/с} = 0,0466 \text{ с} = 46,6 \text{ мс}$. Тобто час теплового насичення (90-100 мс) більш ніж удвічі перевищує величину $\tau_H = 2h/V_f$ (46,6 мс).

Висновки і перспективи розвитку

1. Виконано імітаційне моделювання температурного поля при профільному зубошліфуванні, що дозволило встановити вплив таких особливостей профільного зубошліфування на температуру як: евольвентна форма профілю зуба, змінна щільність теплового потоку по висоті зуба, а також дія примусового охолодження. Ці особливості неможливо вивчити при звичайному експериментальному дослідженні операції зубошліфування через відсутність відповідних датчиків температури в зоні різання або спотворення цими датчиками (коли вони є) природного температурного поля.
2. На основі порівняння результатів імітаційного моделювання з відповідними даними при аналітичному три-, дво- і одновимірному моделюванні температурного поля встановлено можливість використання одновимірного диференціального рівняння теплопровідності Фур'є для визначення температури зубошліфування в діапазоні осьових подач, який фактично має місце на сучасних верстатах з ЧПК.
3. Встановлено такі особливості температурного поля при профільному зубошліфуванні: більш теплонапружена верхня частина профілю; розбіжність максимумів щільності теплового потоку та поверхневої температури; перехідний процес зміни температурного поля, що визначає час теплового насичення.

Список використаних джерел: 1. *Tan Jin* Determination of burn thresholds of precision gears in form grinding based on complex thermal modelling and Barkhausen noise measurements / Tan Jin, Jun Yi, Siwei Peng // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.– 2017. – Volume 88, Issue 1–4. – pp. 789–800. 2. *Tan Jin* Temperature distributions in form grinding of involute gears / Tan Jin, Jun Yi, Ping Li // International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017.– Volume 88.– pp. 2609–2620. 3. *Сипайлов В.А.* Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / Сипайлов В.А. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 4. *Inasaki I.* Monitoring and Optimization of Internal Grinding Process / I. Inasaki // Annals of the CIRP. – 1991. – vol. 40/1.– pp. 359–362. 5. *Ларшин В.П.* Применение решений теплофизических задач к расчету температуры и глубины дефектного слоя при шлифовании / В.П. Ларшин, Е.Н. Ковальчук, А.В. Якимов // Межвузовский сборник научных трудов. — Пермь: Изд. ППИ, 1986. – С.9–16. 6. Аналитические методы исследования тепловых явлений при шлифовании: учеб. пособие / А.Н. Паршаков, Ю.А. Напарьин, В.И. Потемкин, Н.А. Ярмонов. – Пермь: Изд-во ПГУ, 1977. – 72 с. 7. *Tonshoff H. K.* Modelling and Simulation of Grinding Processes / H. K. Tonshoff, J. Peters, I. Inasaki, T. Paul // Annals of the CIRP Vol. 41/2.–1992. – pp. 677 – 688. 8. *Guo Changsheng* Energy Partition and Cooling During Grinding / Changsheng Guo, Stephen Malkin // Journal of Manufacturing Processes.– Vol. 2, No. 3. – 2000. – pp. 151 – 157. 9. *Patil Prashant* FEM Simulation and Analysis of Temperature Field of Environmental Friendly MQL Grinding / Prashant Patil Chandrakant Patil // Proceedings of the International Conference on Communication and Signal Processing 2016 (ICCASP 2016). – 2017. – pp. 182–186. 10. *Sharma Chahat* Finite Element Analysis of Workpiece Temperature

during Surface Grinding of Inconel 718 Alloy / Chahat Sharma, Sudarsan Ghosh, Prabal Talukdar // 5th International & 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference (AIMTDR 2014) December 12th–14th, 2014, IIT Guwahati, Assam, India.– 2014.– pp. 420-1–420-6.

11. *Xiaozhong Rena* Analysis on the Temperature Field of Gear Form Grinding / Xiaozhong Rena, Haifeng Hu // Applied Mechanics and Materials Vols. 633-634, 2014. – pp. 809–812. **12.** *Lei Zhang* Numerical Analysis and Experimental Investigation of Energy Partition and Heat Transfer in Grinding // Chapter 4 from the book Heat Transfer Phenomena and Applications pp.79 – 98. **13.** *Li Jing* Temperature distribution in workpiece during scratching and grinding / Jing Li , J.C.M. Li // Materials Science and Engineering A 409. – 2005. – pp. 108–119. **14.** *Golgels Christof* Optimization of the gear profile grinding process utilizing an analogy process / Christof Golgels, Heiko Schlattmeier, Fritz Klocke // Gear technology (November/December).– 2006.– pp.34-40. **15.** *Carslaw H.S.* Conduction of heat in solids. Second Edition / Carslaw H.S., Jaeger J.C. – Oxford University Press, 1959. – 510 p. **16.** *Larshin V.P., Lishchenko N.V.* Gear grinding temperature determination / V.P. Larshin, N.V. Lishchenko // Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта, матеріали XIX-ої міжнар. наук.-технічн. конф. 19-22 червня 2018 р., Київ: НТУУ «КПІ», 2018. – С. 91-94.

Bibliography (transliterated): **1.** *Tan Jin* Determination of burn thresholds of precision gears in form grinding based on complex thermal modelling and Barkhausen noise measurements / Tan Jin, Jun Yi, Siwei Peng // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.– 2017. – Volume 88, Issue 1–4. – pp. 789–800. **2.** *Tan Jin* Temperature distributions in form grinding of involute gears / Tan Jin, Jun Yi, Ping Li // International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017.– Volume 88.– rr. 2609–2620. **3.** *Sipaylov V.A.* Teplovye protsessy pri shlifovanii i upravlenie kachestvom poverkhnosti / Sipaylov V.A. – М.: Mashinostroenie, 1978. – 167 s. **4.** *Inasaki I.* Monitoring and Optimization of Internal Grinding Process / I.Inasaki // Annals of the CIRP. – 1991. – vol. 40/1.– pp. 359-362. **5.** *Larshin V.P.* Primenenie resheniy teplofizicheskikh zadach k raschetu temperatury i glubiny defektnogo sloya pri shlifovanii / V.P. Larshin, E.N. Koval'chuk, A.V. Yakimov // Mezhvuzovskiy sbornik nauchnykh trudov. — Perm': Izd. PPI, 1986. – S.9–16. **6.** *Analiticheskie metody issledovaniya teplovyykh yavleniy pri shlifovanii: ucheb. posobie* / A.N. Parshakov, Yu.A. Napar'in, V.I. Potemkin, N.A. Yarmonov. – Perm': Izd-vo PGU, 1977. – 72 s. **7.** *Tonshoff H. K.* Modelling and Simulation of Grinding Processes / H. K. Tonshoff , J. Peters, I. Inasaki, T. Paul // Annals of the CIRP Vol. 41/2.– 1992. – pp. 677 – 688. **8.** *Changsheng Guo* Energy Partition and Cooling During Grinding / Changsheng Guo, Stephen Malkin // Journal of Manufacturing Processes.– Vol. 2, No. 3. – 2000. – pp. 151 – 157. **9.** *Patil Prashant* FEM Simulation and Analysis of Temperature Field of Environmental Friendly MQL Grinding / Prashant Patil Chandrakant Patil // Proceedings of the International Conference on Communication and Signal Processing 2016 (ICCASP 2016).– 2017.– rr. 182-186. **10.** *Sharma Chahat* Finite Element Analysis of Workpiece Temperature during Surface Grinding of Inconel 718 Alloy / Chahat Sharma, Sudarsan Ghosh, Prabal Talukdar // 5th International & 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference (AIMTDR 2014) December 12th–14th, 2014, IIT Guwahati, Assam, India.– 2014.– rr. 420-1–420-6. **11.** *Xiaozhong Rena* Analysis on the Temperature Field of Gear Form Grinding / Xiaozhong Rena, Haifeng Hu // Applied Mechanics and Materials Vols. 633-634, 2014. – rr. 809–812. **12.** *Lei Zhang* Numerical Analysis and Experimental Investigation of Energy Partition and Heat Transfer in Grinding // Chapter 4 from the book Heat Transfer Phenomena and Applications pp.79 – 98. **13.** *Li Jing* Temperature distribution in workpiece during scratching and grinding / Jing Li , J.C.M. Li // Materials Science and Engineering A 409. – 2005. – pp. 108–119. **14.** *Golgels Christof* Optimization of the gear profile grinding process utilizing an analogy process / Christof Golgels, Heiko Schlattmeier, Fritz Klocke // Gear technology (November/December).– 2006.– pp.34-40. **15.** *Carslaw H.S.* Conduction of heat in solids. Second Edition / Carslaw H.S., Jaeger J.C. – Oxford University Press, 1959. – 510 p. **16.** *Larshin V.P., Lishchenko N.V.* Gear grinding temperature determination / V.P. Larshin, N.V. Lishchenko // Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта, матеріали XIX-ої міжнар. наук.-технічн. конф. 19-22 червня 2018 р., Київ: НТУУ «КПІ», 2018. – С. 91-94.

УДК 621.9.025

А.С. МАНОХІН, канд. техн. наук,
С.А. КЛИМЕНКО, д-р техн. наук,
М.Ю. КОПЕЙКІНА, канд. техн. наук, Київ,
В.М. БЕРЕСНЄВ, д-р техн. наук,
В.О. СТОЛБОВИЙ, канд. техн. наук, Харків, Україна

ЗНОС ІНСТРУМЕНТІВ З PcbN ІЗ ПОКРИТТЯМИ (TiAlSiY)N, Mo₂N/CrN

Розглянуто знос інструментів з PcbN «борсиніт» із захисними покриттями – багатокомпонентним (TiAlSiY)N і багатопшаровим, який складається з шарів Mo₂N і CrN, при точінні загартованих сталей. Показано, що використання покриття системи Mo₂N/CrN підвищує стійкість інструменту на 25%, а покриття (TiAlSiY)N – до 66%.

Ключові слова: захисні покриття, стійкість інструменту

Рассмотрен износ инструментов из PcbN «борсинит» с защитными покрытиями – многокомпонентным (TiAlSiY)N и многослойным, состоящим из слоев Mo₂N и CrN, при точении закаленных сталей. Показано, что использование покрытия системы Mo₂N/CrN повышает стойкость инструмента на 25%, а покрытия (TiAlSiY)N – до 66%.

Ключевые слова: защитные покрытия, стойкость инструмента

The wear of tools with PcbN "borcinit" with protective coatings – multicomponent (TiAlSiY) N and multilayer, consisting of layers Mo₂N and CrN – at the turning of hardened steels is considered. It has been shown that the use of Mo₂N / CrN coating increases the tool's lifetime by 25%, and the coating (TiAlSiY) N – up to 66%.

Keywords: protective coatings, tool's lifetime

Вступ

Ефективними матеріалами для оснащення різальних інструментів, що забезпечують обробку виробів із загартованих сталей та сплавів твердістю 45–65 HRC при підвищених швидкостях різання із заданою якістю обробленої поверхні, є інструменти із полікристалічних надтвердих матеріалів на основі кубічного нітриду бору (PcbN) [1]. Збільшення в промисловості долі використання важкооброблюваних міцних сталей та сплавів обумовлює актуальність проведення досліджень, направлених на підвищення працездатності таких інструментів.

Перспективним підходом до цього є нанесення на робочі поверхні інструментів захисних покриттів.

Наявність на контактних поверхнях інструменту захисних покриттів призводить до зміни механіки та фізико-хімії контактної взаємодії інструменту і оброблюваного виробу. Перше зумовлено перерозподілом напружень на поверхнях інструменту, зміною коефіцієнта тертя і, як наслідок, сили і температури різання. Друге пов'язане з тим, що для

забезпечення найбільш оптимальних умов роботи різального інструменту в кожному конкретному випадку потрібно вибирати таке покриття, яке забезпечує мінімізацію або відсутність ефектів, що найбільш негативно впливають на працездатність різального інструменту. Захисне покриття може виконувати роль пасивного протектора, який перешкоджає безпосередньому контактуванню матеріалу інструмента та оброблюваного матеріалу в зоні різання, або грати «активну» роль [2], змінюючи умови хімічної взаємодії контактуючих матеріалів і елементів оточуючого середовища в зоні різання.

У відповідності до цього перспективними для застосування є декілька типів покриттів – багатокомпонентні, багат шарові, складнолеговані, що знижують інтенсивність тертя на контактних ділянках інструменту, уповільнюють адгезійні й хімічні процеси в зоні різання, та такі, структура яких характеризується зменшеним рівнем внутрішніх напружень, які формуються у процесі осадження покриття.

Аналіз публікацій, наприклад, [3–4] з використання різальних інструментів із PсBN не виявив будь-яких типів покриттів, рекомендованих для даного типу інструменту. Виходячи з особливостей контактної взаємодії з оброблюваним матеріалом – найбільш часто застосовуються композиції на основі складного нітриду TiAlN. Дослідження, проведені в [5], показали, що крім цієї системи доцільним є застосування також покриттів, які мають у своєму складі нітриди Mo і Cr. Але порівняльні досліджування працездатності інструментів з такими покриттями не виконувалося.

Викликає інтерес експериментальне опробування різних нітридних покриттів, нанесених на різальні інструменти із PсBN, з метою пошуку найбільш перспективних складів покриттів для підвищення стійкості інструменту. Це й було метою виконаної роботи.

Методика досліджень

Експерименти проводилися в умовах точіння заготовок із сталі ХВГ, загартованих до твердості 60–62 HRC та 48–52 HRC. Режими різання: $t = 0,15$ мм; $S = 0,08$ мм/об; $v = 75, 85, 136\text{--}132$ м/хв. Геометричні параметри інструменту: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = 10^\circ$. Застосовувалися різальні інструменти, оснащені пластинами RNMN 070300 із PсBN «борсініт» (ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України).

Перевірялися експлуатаційні властивості інструментів з такими покриттями:

– багатокомпонентне покриття (TiAlSiY)N з однофазною структурою з ГЦК атомною ґраткою, яка легована добавкою Y [6]. Твердість покриття $HV_{0,5} = 49,5$ ГПа, товщина ~ 5 мкм.

– багат шарове покриття, яке складається з шарів Mo_2N і CrN , що чергуються (товщина кожного шару близько 10 нм) [5]. Твердість покриття $HV_{0,5} = 38$ ГПа, товщина $\sim 4,8$ мкм.

Знос інструментів по задній поверхні вивчався з використанням комп'ютеризованого мікроскопу «Cooling Tech» (Китай). Шорсткість обробленої

поверхні оцінювалася профілометром-профілографом мод. 170311 заводу «Калібр». Електронно-мікроскопічні дослідження виконувались на приладі Zeiss EVO 50 XVP (Німеччина).

Експериментальні результати

На рис. 1 представлені фаски зносу на задній поверхні інструменту із покриттям, починаючи з 30-ї секунди різання. Характерною рисою контактних поверхонь інструменту є, насамперед, руйнування покриття, а не поступове стирання інструменту з утворенням ділянки зносу, яка захоплює основу вже в період припрацювання (0,5–1,5 хв. різання). Це обумовлено високими значеннями напружень в контактній зоні при різанні. Руйнування, ймовірно, відбувається шляхом сколювання шару покриття аж до основи на ділянці, що прилягає до різальної кромки. Можливе також утворення тріщин в покритті на задній поверхні інструменту, паралельних різальній кромці (рис. 2).

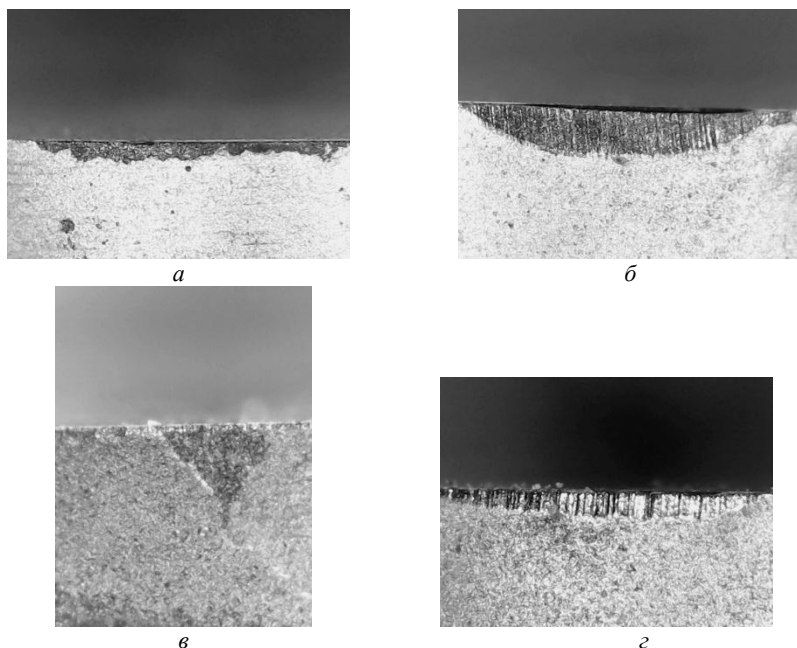


Рисунок 1 – Фаска зносу на задній поверхні різця із покриттями $\text{Mo}_2\text{N/CrN}$ (а, б), $(\text{TiAlSiY})\text{N}$ (в, г) в процесі припрацювання (а, в) і після 10 хв. різання (б, г)

Сколювання покриття до самої основи в перші секунди різання носить ймовірнісний характер, про що свідчить вид зруйнованої ділянки покриття (рис. 2). Область руйнування покриття у інструмента, який відпрацював 30 с, більше в порівнянні з інструментом після 1 хв. різання. Для порівняння, на

рис. 1 (в, г) представлені фото, що характеризують кінетику зношування різального інструменту із покриттям (TiAlSiY)N.

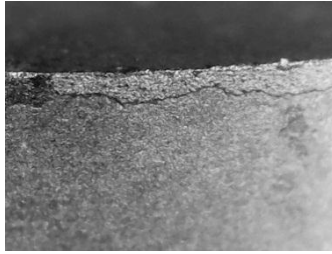
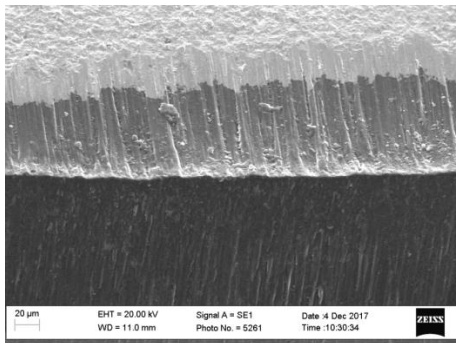
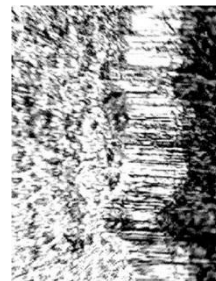


Рисунок 2 – Тріщина в покритті (TiAlSiY)N після 30 с різання

Характерною особливістю зношування інструменту з покриттям в зазначених умовах різання є також наявність перехідної зони між власне фаскою зносу на основі (надтвердому композиті) та поверхнею із покриттям, що не піддавалася тертю. Вона з'являється внаслідок когезійного руйнування покриття і його стирання. У зв'язку з практично повною руйнацією покриття дані перехідні зони є єдиними ділянками, на яких покриття все ж зберігається в межах контактних поверхонь. Очевидно, інтенсивністю руйнування матеріалу в цих перехідних зонах (рис. 3) і визначається швидкість розширення лунки на передній і фаски на задній поверхнях інструменту, тобто інтенсивність зношування інструменту.



a



б

Рисунок 3 – Контактні ділянки інструменту із покриттям Mo₂N/CrN:
a – передня поверхня; *б* – задня поверхня

Першочерговим фактором, що визначає працездатність покриття, є адгезійна міцність його зчеплення з основою. При недостатній адгезійній міцності спостерігається відшарування значних областей покриття на

контактних ділянках різця (рис. 4) і стійкість інструменту обумовлена зношуванням основи інструменту з PcBN. Необхідно відзначити, що адгезійна міцність покриття, що містить Mo і Cr достатньо висока, так як руйнування покриття фіксувалося тільки в області, прилеглий до різальної кромки, відшаровування ж покриття по всій площі контактних ділянок не спостерігалось. У загальному випадку для запобігання адгезійного відшаровування покриттів на PcBN рекомендується попереднє нанесення підшару Ti [7] товщиною ~ 100 нм.

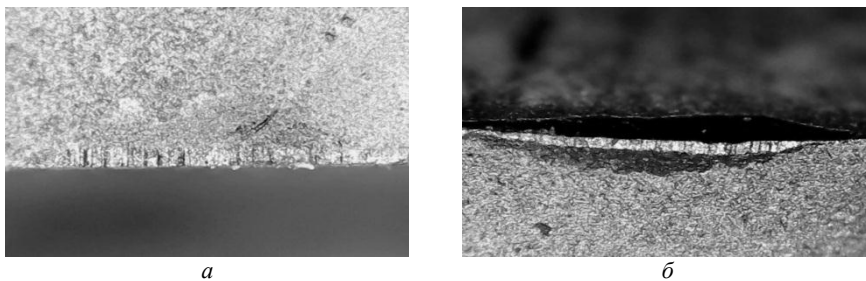


Рисунок 4 – Адгезійне відшарування покриття (TiAlSiY)N на різці з PcBN:
а – передня поверхня; б – задня поверхня

Для порівняння ефективності двох досліджуваних покриттів, при проведенні експериментів величина зносу різального інструменту по задній поверхні вимірювалася в різні моменти часу так, щоб можна було екстраполювати криву зносу до критерію стійкості інструменту $h_z = 0,3$ мм. Як видно з рис. 5, мінімальний знос після 10 хв. різання спостерігається у різальних інструментах з PcBN-(TiAlSiY)N і становить 0,14 мм ($v = 85$ м/хв.). Для різців з PcBN -Mo₂N/CrN величина h_z при $T = 10$ хв. дорівнює 0,20 мм ($v = 75$ м/хв.). Для порівняння, знос інструменту з PcBN без покриття при зазначених швидкостях в контрольний момент часу досягав 0,24 і 0,20 мм відповідно. На підставі екстраполяції можна припустити, що коефіцієнт підвищення стійкості по відношенню до інструменту з базовим PcBN «борсініт» для інструментів з першим і другим покриттями досягне 1,25 і 1,66 рази відповідно.

Отримані результати свідчать про особливу перспективність використання покриття (TiAlSiY)N. При цьому необхідно підкреслити, що в даному випадку потрібна додаткова верифікація експериментальних даних з метою виключення випадкових факторів, а також збільшення загального шляху різання для визначення реальної кінетики зношування інструменту без використання екстраполяції експериментальних результатів.

Для цього виконана серія експериментів при точінні сталі ХВГ, яка була термооброблена до твердості 48–52 HRC. Режими різання: $t = 0,15$ мм; $S = 0,12$ мм/об; $v = 136$ – 132 м/хв. Вимірювання величини зношування інструменту здійснювалося за допомогою мікроскопа, закріпленого на станині верстата.

Проходи різцями із покриттям і без здійснювалися поперемінно. Це дозволило забезпечити максимальну однорідність умов випробувань двох інструментів із покриттям за швидкістю різання і твердістю заготовки, так як обидва ці чинники залежать від діаметра заготовки, що впливає на результат експериментів при великій кількості проходів.

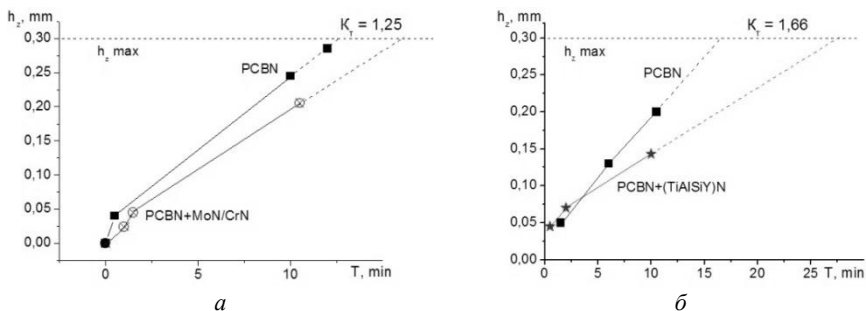


Рисунок 5 – Криві зносу інструментів з PcBN із покриттям:
 а – $\text{Mo}_2\text{N/CrN}$ ($v = 85 \text{ м/хв.}$); б – $(\text{TiAlSiY})\text{N}$ ($v = 75 \text{ м/хв.}$)

Фаски зносу на задніх поверхнях інструментів представлені на рис. 6.

Стійкість інструменту обмежена швидкою деградацією контактних поверхонь і наростанням ширини фаски зносу на задній поверхні різця або відколами і втратою різальною кромкою прямолінійності, що обумовлює зростання висоти мікронерівностей на оброблюваній поверхні. Так, в досліджуваному випадку різке збільшення шорсткості обробленої поверхні (від $Ra \ 0,35\text{--}0,40$ до $Ra \ 0,55\text{--}0,60$) має місце починаючи з 21 хв. різання, що пов'язане з інтенсивним мікрОВикришуванням різальної кромки інструменту.

У той же час, якість обробки інструментом з PcBN без покриття залишалася стабільною – $Ra \ 0,35$. Це пов'язано з особливостями геометрії контактних ділянок на інструменті із покриттям. При зменшенні довжини контакту стружки з передньою поверхнею таких різців можливе більш інтенсивне лункоутворення на передній поверхні, що знижує міцність їх різальних кромок.

З метою визначення критерію стійкості різальних інструментів із покриттям був проведений експеримент з контролем зростання фаски зносу на інструменті, покриття на передній поверхні якого було видалене поліруванням.

МікрОВикришування матеріалу композиту на різальній кромці почалося, в даному випадку, трохи пізніше – після 27 хв. різання ($h_z = 0,26 \text{ мм}$), а катастрофічний знос різця по задній поверхні спостерігався на 35 хв. За результатами аналізу даних експерименту, відображених на рис. 7, в якості критерію стійкості інструменту рекомендується час різання до досягнення значень фаски зносу на задній поверхні $0,25\text{--}0,27 \text{ мм}$ і $0,20\text{--}0,22 \text{ мм}$ у випадку

наявності покриття тільки на задній поверхні та на задній і передній поверхнях відповідно.

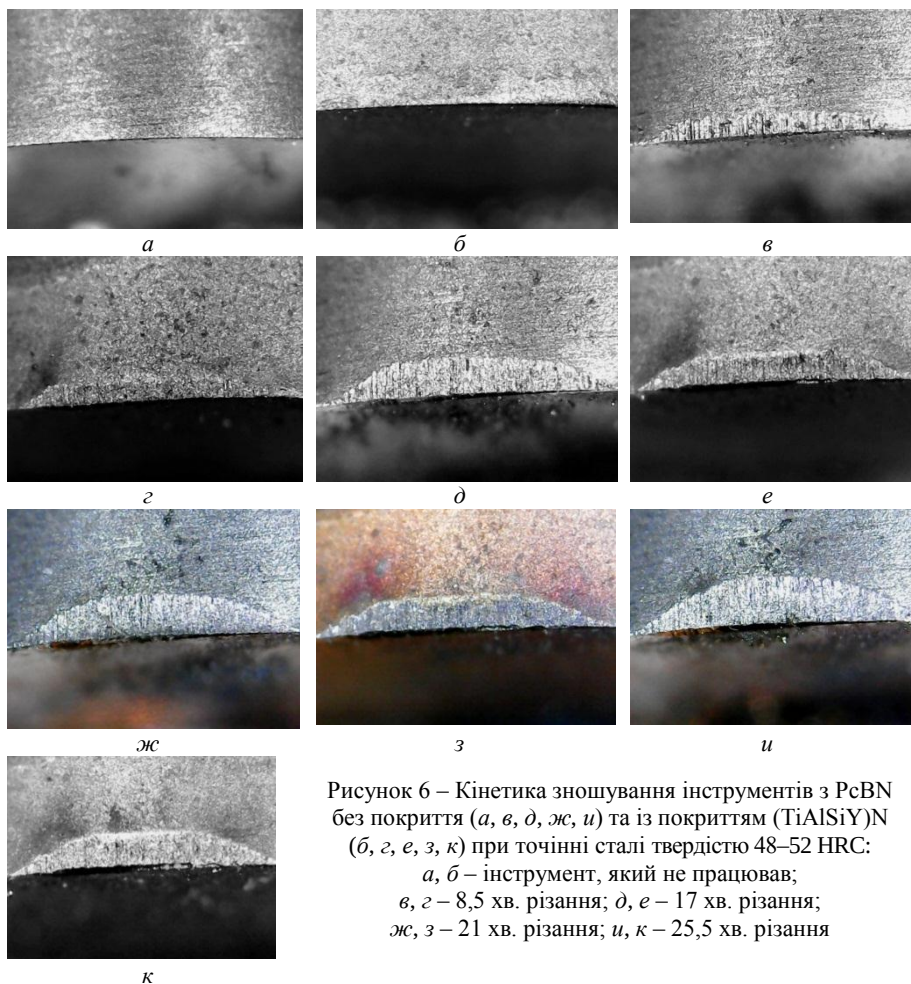


Рисунок 6 – Кінетика зношування інструментів з PcBN без покриття (*а, в, д, ж, и*) та із покриттям $(\text{TiAlSiY})\text{N}$ (*б, з, е, з, к*) при точінні сталі твердістю 48–52 HRC:
а, б – інструмент, який не працював;
в, з – 8,5 хв. різання; *д, е* – 17 хв. різання;
ж, з – 21 хв. різання; *и, к* – 25,5 хв. різання

Висновки

Результати виконаних експериментальних досліджень закономірностей зношування інструментів з PcBN із нітридними покриттями двох типів показало, що при обробці заготованих сталей руйнування покриттів в контактних зонах відбувається в початковий період процесу різання – на етапі припрацювання інструменту.

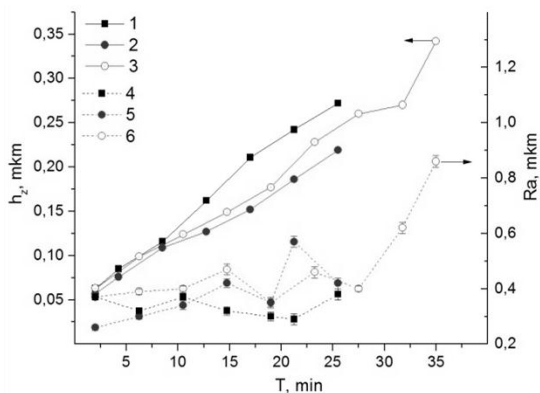


Рисунок 7 – Ширина фаски зносу на задній поверхні та шорсткість обробленої поверхні в залежності від часу різання: 1, 4 – інструмент без покриття; 2, 5 – інструмент із покриттям (TiAlSiY)N на передній та задній поверхнях; 3, 6 – інструмент із покриттям (TiAlSiY)N на задній поверхні

Досліджені типи покриттів знижують інтенсивність зношування інструментів з PcBN та збільшують його стійкість при точінні загартованих сталей. В умовах проведених дослідів інструмент з багатокомпонентним покриттям складу (TiAlSiY)N продемонстрував більш високу ефективність за критерієм зношування по задній поверхні у порівнянні з багатошаровим покриттям Mo₂N/CrN.

Особливістю зношування інструменту з моноблочним надтвердим покриттям (TiAlSiY)N є початок викришування різальної кромки при величині $h_z \sim 0,2$ мм, в той час як у інструменту без покриття різальна кромка залишається прямолінійною.

Список використаних джерел: 1. Инструменты из сверхтвердых материалов / под. ред. Н.В. Новикова, С.А. Клименко. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.; 2. Kopeikina, M. Yu. Efficiency of cutting tools equipped with cBN-based polycrystalline superhard materials having vacuum-plasma coating / M.Yu. Kopeikina, S.A. Klimenko, Yu.A. Mel'niichuk, V.M. Beresnev // J. of Superhard Mat.– 2008.– vol. 30, № 5.– P. 355–362.; 3. M'Saoubi, R., Wear mechanisms of PVD-coated PCBN cutting tools / R. M'Saoubi, M.P. Johansson, J.M. Andersson // Wear. – 2013. – vol.302, № 1–2. – P. 1219–1229.; 4. Taylan, F. Investigation of TiN Coated CBN and CBN Cutting Tool Performance in Hard Milling Application / F. Taylan // J. of Mech. Eng. – 2011. – vol. 57, № 5. – P. 417–424.; 5. Superhard CrN/MoN coating with multilayer architecture / A.D. Pogrebnjak, B.M. Beresnev, O.V. Bondar et al. // Mat. and Design. – 2018; 6. Structure and mechanical properties of TiAlSiY vacuum-arc coatings deposited in nitrogen atmosphere / V.M. Beresnev, O.V. Sobol, A.D. Pogrebnjak et al. // Inorganic Materials: Applied Research. – 2018. – Vol. 9, № 3. – P 410–417; 7. Верещака А.С. Наноразмерные многослойно-композиционные покрытия для повышения износостойкости и работоспособности твердосплавных концевых фрез / А.С. Верещака, А.А. Верещака, Ю.И. Бубликов, М.Г. Оганян // Резание и инструменты в технологических системах. – 2014. – Вып. 84. – С. 26–42.

Bibliography (transliterated): 1. Instrumenty iz sverhtverdyh materialov / pod. red. N.V. Novikova, S.A. Klimenko. – M.: Mashinostroenie, 2014. – 608 s.; 2. Kopeikina, M. Yu. Efficiency of cutting tools equipped with cBN-based polycrystalline superhard materials having vacuum–plasma coating / M.Yu. Kopeikina, S.A. Klimenko, Yu.A. Mel'niichuk, V.M. Beresnev // J. of Superhard Mat.– 2008.– vol. 30, № 5.– R. 355–362.; 3. M'Saoubi, R., Wear mechanisms of PVD-coated PCBN cutting tools / R. M'Saoubi, M.P. Johansson, J.M. Andersson // Wear. – 2013. – vol.302, № 1–2. – R. 1219–1229.; 4. Taylan, F. Investigation of TiN Coated CBN and CBN Cutting Tool Performance in Hard Milling Application / F. Taylan // J. of Mech. Eng. – 2011. – vol. 57, № 5. – R. 417–424.; 5. Superhard CrN/MoN coating with multilayer architecture / A.D. Pogrebnjak, B.M. Beresnev, O.V. Bondar et al. // Mat. and Design. – 2018; 6. Structure and mechanical properties of TiAlSiY vacuum-arc coatings deposited in nitrogen atmosphere / V.M. Beresnev, O.V. Sobol, A.D. Pogrebnjak et al. // Inorganic Materials: Applied Research. – 2018. – Vol. 9, № 3. – R 410–417; 7. Vereshhaka A.S. Nanorazmernye mnogoslojno-kompozicionnye pokrytija dlja povysheniya iznosostojkosti i rabotosposobnosti tverdosplavnyh koncevyh frez / A.S. Vereshhaka, A.A. Vereshhaka, Ju.I. Bublikov, M.G. Oganjan // Rezanie i instrumenty v tehnologicheskikh sistemah. – 2014. – Vyp. 84. – S. 26–42.

УДК 621.923

Ф. В. НОВИКОВ, д-р техн. наук,
И. А. РЯБЕНКОВ, канд. техн. наук,
Ю. Г. ГУЦАЛЕНКО, Харьков, Украина

ЗАКОНОМЕРНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В роботі наведено спрощене аналітичне рішення визначення пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, при шліфуванні та обґрунтовано умови його зменшення з метою підвищення точності обробки. Доведено можливість підвищення точності та продуктивності обробки при шліфуванні за рахунок створення в технологічній системі початкового натягу, рівного сталому значенню пружного переміщення, й здійснення процесу шліфування за схемою виходжування.

Ключові слова: шліфування, точність обробки, продуктивність обробки, пружне переміщення, технологічна система, початковий натяг, схема виходжування

В работе приведено упрощенное аналитическое решение определения упругого перемещения, возникающего в технологической системе, при шлифовании и обоснованы условия его уменьшения с целью повышения точности обработки. Доказана возможность повышения точности и производительности обработки при шлифовании за счет создания в технологической системе начального натяга, равного установившемуся значению упругого перемещения, и осуществления процесса шлифования по схеме выхаживания.

Ключевые слова: шлифование, точность обработки, производительность обработки, упругое перемещение, технологическая система, начальный натг, схема выхаживания

The paper presents a simplified analytical solution to determine the elastic displacement that occurs in the technological system during grinding and justifies the conditions for its reduction in order to improve the accuracy of processing. The possibility of increasing the accuracy and productivity of machining during grinding is proved by the creation in the technological system of an initial tightness equal to the steady value of the elastic displacement and the process of grinding according to the scheme of grooming.

Keywords: grinding, precision of processing, processing capacity, elastic displacement, technological system, initial tension, woofer scheme

Постановка проблеми. Метод шліфування забезпечує високі показателі точності і шерохватості оброблюваних поверхностей за счет здійснення тончайших мікрорезов абразивними зернами і зменшення сили різання. Однак виникаючі в процесі різання в технологічній системі епругі переміщення не дозволяють в повній мірі реалізувати потенціальні можливості цього прогресивного методу фінішної механічної обробки, що в кінцевому ітоге приводить к зниженню точності і продуктивності обробки. Поэтому знання закономірностей управління епругі переміщеннями в технологічній системі при

шлифовании имеет большое теоретическое и практическое значение с точки зрения повышения точности и производительности обработки, особенно в условиях шлифования с недостаточно жесткой технологической системой. С учетом сказанного, в работе решается задача обоснования условий повышения эффективности процесса шлифования на основе управления упругими перемещениями, возникающими в технологической системе.

Анализ последних исследований и публикаций. В работах [1–4] показано, что упругие перемещения, возникающие в технологической системе, обусловлены главным образом интенсивным трением связи круга с обрабатываемым материалом, поскольку доля энергии трения в общем энергетическом балансе процессе шлифования значительно превышает долю энергии резания абразивными зернами. С этим связана в большинстве случаев шлифования проблема достижения требуемых высоких показателей точности обработки. С целью снижения отрицательного влияния упругих перемещений на точность обработки предложено использовать высокопроизводительные циклы шлифования [4], основанные на управлении упругими перемещениями в процессе шлифования, а также производить оптимизацию параметров режима шлифования по критерию точности обработки [5]. Однако для эффективного решения задачи точности обработки необходимо располагать математическими моделями определения упругих перемещений, возникающих в технологической системе, при шлифовании, поскольку известные в научно-технической литературе решения основаны на результатах экспериментальных исследований.

3. Цель исследования. Теоретическое определение условий повышения точности обработки при шлифовании на основе управления упругими перемещениями, возникающими в технологической системе.

4. Теоретический анализ параметров плоского шлифования с учетом упругих перемещений, возникающих в технологической системе.

Как известно [5], величина упругого перемещения U при плоском многопроходном шлифовании по жесткой схеме определяется радиальной составляющей силы резания $P_y = P_z / K_{рез}$, которая уравнивается упруго-восстанавливающей силой $P_y = c \cdot y = c \cdot (t \cdot n - t_\phi \cdot n)$, возникающей в технологической системе, где $P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi}{V_{кр}}$ – тангенциальная

составляющая силы резания, Н; $K_{рез}$ – коэффициент резания; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t_\phi$ – фактическая производительность обработки, м³/с; B – ширина шлифования, м; $V_{дет}$, $V_{кр}$ – скорости детали и круга, м/с; t , t_ϕ – номинальная и фактическая глубины шлифования, м; c – жесткость технологической системы, Н/м; n – количество проходов круга.

Сравнивая эти две силы, получена упрощенная зависимость для определения фактической глубины шлифования:

$$t_{\phi} = \frac{t}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{рез}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (1)$$

Как видно, с увеличением количества проходов круга n фактическая глубина шлифования t_{ϕ} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к номинальной глубине шлифования t . Следовательно, фактическая глубина шлифования t_{ϕ} всегда меньше номинальной глубины шлифования t и определяется значением второго слагаемого зависимости (1). Увеличить t_{ϕ} можно уменьшением интенсивности силовой нагруженности процесса шлифования, определяемой отношением параметров $\sigma / K_{\text{рез}}$ за счет снижения трения связки круга с обрабатываемым материалом и повышения режущей способности шлифовального круга. Увеличение жесткости технологической системы C и уменьшение ширины шлифования B и отношения $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ также способствует увеличению фактической глубины шлифования $t_{\phi} \rightarrow t$. Поэтому с точки зрения увеличения t_{ϕ} и соответственно фактической производительности обработки Q отношение $V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ необходимо уменьшать за счет уменьшения скорости детали $V_{\text{дет}}$ и увеличения скорости круга $V_{\text{кр}}$.

По такому же закону изменяется и фактическая производительность обработки:

$$Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{K_{\text{рез}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}} \cdot n}\right)}. \quad (2)$$

где $Q_0 = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – номинальная производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$.

Отличие значений t_{ϕ} и t , а также Q и Q_0 обусловлено возникновением в технологической системе упругого перемещения Y , которое определяется зависимостью:

$$y = (t \cdot n - t_\phi \cdot n) = \frac{t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дем}}\right)} = \frac{t}{\left(\frac{1}{n} + \frac{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дем}}\right)}. \quad (3)$$

Из зависимости (3) следует, что при условии $n=0$ величина упругого перемещения равна нулю ($y=0$), а при условии $n \rightarrow \infty$, вследствие преобладания в знаменателе зависимости (3) второго слагаемого, величина упругого перемещения y равна:

$$y = y_{уст} = \frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дем} \cdot t}{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}} = \frac{P_{y_{уст}}}{c}, \quad (4)$$

где $y_{уст}$, $P_{y_{уст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot V_{кр}}$ – установившиеся значения величины упругого перемещения y и радиальной составляющей силы резания P_y .

Следовательно, с увеличением количества проходов круга n величина упругого перемещения y непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к установившемуся значению $y_{уст}$. В этом случае выполняются условия: $t_\phi = t$ и $Q = Q_0$. Таким образом показано, что возникновение в технологической системе упругого перемещения y отрицательно сказывается на фактической производительности обработки Q – она принимает значения, меньшие номинальной производительности обработки Q_0 . Очевидно, для выполнения условия $Q = Q_0$ необходимо исключить переходной процесс при шлифовании и на первом проходе круга обеспечить выполнение условия $y = y_{уст}$.

Необходимо отметить, что по интенсивности изменения зависимость $y-n$ отличается от аналогичных зависимостей $t_\phi-n$ и $Q-n$, поскольку структуры полученных зависимостей (1), (2) и, соответственно, (3) разные.

Для удобства анализа зависимость (3) с учетом зависимости (4) можно представить в виде:

$$y = \frac{1}{\left(\frac{1}{n \cdot t} + \frac{1}{y_{уст}}\right)} = \frac{y_{уст}}{\left(1 + \frac{y_{уст}}{n \cdot t}\right)}. \quad (5)$$

Из зависимости (5) следует, что при условии $n=0$ величина упругого перемещения $y=0$, а при условии $n \rightarrow \infty$ соответственно $y \rightarrow y_{уст}$.

По такому же закону изменяется и упруго-восстанавливающая сила $P_y = c \cdot y$, возникающая в технологической системе, равная радиальной составляющей силы резания:

$$P_y = \frac{c \cdot t \cdot n}{\left(1 + \frac{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр} \cdot n}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}\right)} = \frac{c \cdot t}{\left(\frac{1}{n} + \frac{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}\right)}. \quad (6)$$

Как видно, с увеличением количества проходов круга n радиальная P_y составляющая силы резания непрерывно увеличивается, асимптотически

приближаясь к установившемуся значению $P_{y_{уст}} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot V_{кр}}$

(при условии $n \rightarrow \infty$).

5. Сравнение упрощенной и уточненной зависимостей для определения величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе. Необходимо отметить, что зависимость (5) является упрощенной, поэтому ее целесообразно сопоставить с уточненной зависимостью для определения величины упругого перемещения y , приведенной в работе [6]:

$$y = y_{уст} \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{t}{y_{уст}}\right)^n} \right]. \quad (7)$$

Для исходных данных: $t=10$ мкм; $y_{уст}=40$ мкм зависимости (5) и (7) принимают вид:

$$y = \frac{40}{\left(1 + \frac{4}{n}\right)}; \quad (8)$$

$$y = 40 \cdot \left[1 - \frac{1}{1,25^n} \right]. \quad (9)$$

В табл. 1 приведены рассчитанные по зависимостям (8) и (9) значения величины y от количества проходов круга n .

Таблица 1 – Расчетные значения величины упругого перемещения y (в мкм)

n	0	1	2	5	10	50	100
Зависимость (8)	0	8	13,3	22,2	28,6	37	39,9
Зависимость (9)	0	8	14,4	26,9	35,7	39,94	–

Как видно, расчеты по зависимости (8) приводят к большим значениям величины упругого перемещения y и соответственно к более быстрому приближению y к значению $y_{уст}$ с увеличением количества проходов круга n . Однако структурно зависимости (5) и (7) совпадают, т.к. содержат одни и те же параметры – t и $y_{уст}$, причем зависимость (5) представлена в более простом и удобном для анализа виде. Это указывает на целесообразность применения упрощенной зависимости (5) для решения практических задач, что открывает новые технологические возможности поиска наиболее перспективных направлений повышения эффективности шлифования, а также и процессов лезвийной обработки.

Учитывая одинаковый характер изменения величины упругого перемещения y от количества проходов круга n в зависимостях (5) и (7), следует рассмотреть возможности математического преобразования зависимости (7) к виду зависимости (5).

Величина $\left(1 + t / y_{уст}\right)^n$, входящая в знаменатель зависимости (7), представляет собой биномиальный ряд:

$$(1 + \alpha)^n = 1 + n \cdot \alpha + \frac{n \cdot (n-1)}{1 \cdot 2} \cdot \alpha^2 + \frac{n \cdot (n-1) \cdot (n-2)}{1 \cdot 2 \cdot 3} \cdot \alpha^3 + \dots, \quad (10)$$

где $\alpha = t / y_{уст} < 1$.

Для $n=1$ имеем: $(1 + \alpha)^1 = 1 + 1 \cdot \alpha$;

для $n=2$ имеем: $(1 + \alpha)^2 = 1 + 2 \cdot \alpha + \alpha^2$;

для $n=3$ имеем: $(1+\alpha)^3 = 1+3\cdot\alpha+3\cdot\alpha^2+\alpha^3$;

для $n=4$ имеем: $(1+\alpha)^4 = 1+4\cdot\alpha+6\cdot\alpha^2+4\cdot\alpha^3+\alpha^4$ и т.д.

Очевидно, при условии $\alpha < 1$ определяющими в приведенных зависимостях являются первые два слагаемых. Поэтому в первом приближении можно биномиальный ряд рассматривать в виде: $(1+\alpha)^n = 1+n\cdot\alpha$ или

$$\left(1 + \frac{t}{y_{\text{уст}}}\right)^n = 1 + n \cdot \frac{t}{y_{\text{уст}}} . \quad (11)$$

Подставляя выражение (11) в зависимость (7), получено

$$y = \frac{y_{\text{уст}}}{\left(1 + \frac{y_{\text{уст}}}{n \cdot t}\right)} . \quad (12)$$

В итоге пришли к зависимости (5). Следовательно, принятые упрощения при определении радиальной составляющей силы резания P_y , равной упруговосстанавливающей силе, эквивалентны упрощению биномиального ряда, соответствующему переходу от величины $\left(1 + t/y_{\text{уст}}\right)^n$ к величине $1 + n \cdot t/y_{\text{уст}}$. Как показали расчеты (табл. 1), расхождение величин $\left(1 + t/y_{\text{уст}}\right)^n$ и $1 + n \cdot t/y_{\text{уст}}$ проявляется с увеличением количества проходов круга n , т.е. при значениях упругого перемещения y , близких к значению $y_{\text{уст}}$. При условии $y < y_{\text{уст}}$ расхождение значений упругого перемещения y , рассчитанных по зависимостям (8) и (9), незначительно и вполне приемлемо для практических расчетов.

Таким образом, математически обоснована степень расхождения упрощенной и уточненной аналитических зависимостей для определения величины упругого перемещения y , и доказана возможность практического использования упрощенной зависимости.

Из зависимости (12) следует, что основным путем уменьшения величины упругого перемещения y и, соответственно, повышения точности обработки является уменьшение установившегося значения величины упругого перемещения $y_{\text{уст}}$ [7; 8]. Повысить производительность обработки можно за счет исключения в процессе шлифования переходного процесса, т.е. создания в технологической системе начального натяга, равного величине

$u_{уст}$, и осуществляя процесс шлифования по схеме выхаживания. Полученное решение использовано при разработке и внедрении в производство эффективных операций шлифования высокоточных деталей машин и систем, в том числе авиационно-космического назначения.

Выводы. В работе обоснованы условия повышения точности и производительности обработки при плоском шлифовании на основе управления упругими перемещениями, возникающими в технологической системе. Установлено, что с увеличением количества проходов круга в условиях многопроходного шлифования величина упругого перемещения, фактическая глубина шлифования, фактическая производительность обработки и радиальная составляющая силы резания непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к установившимся (номинальным) значениям. Уменьшить величину упругого перемещения без уменьшения номинальной производительности обработки в этих условиях можно за счет уменьшения условного напряжения резания и увеличения скорости круга и жесткости технологической системы. Это достигается повышением режущей способности шлифовального круга и уменьшением трения связи круга с продуктами обработки, применяя эффективную правку круга. Показано, что основным путем уменьшения величины упругого перемещения и, соответственно, повышения точности обработки является уменьшение установившегося значения упругого перемещения. Установлено также, что повысить производительность обработки при одновременном обеспечении заданной точности обработки можно путем создания в технологической системе начального натяга, равного установившемуся значению упругого перемещения, и осуществляя процесс шлифования по схеме выхаживания. Проведено сравнение упрощенной и уточненной аналитических зависимостей для определения упругих перемещений, возникающих в технологической системе при плоском шлифовании. Математически обоснована степень расхождения этих зависимостей и доказана возможность практического использования упрощенной зависимости для выбора оптимальных условий обработки.

Список использованных источников: 1. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирицев, В. П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 182 с. 3. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с. 4. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с. 5. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с. 6. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / І. О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с. 7. Новіков Ф. В. Фінішна обробка деталей різанням: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2016. – 270 с. 8. Новіков Ф. В. Основы повышения качества и производительности

механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. – 452 с.

Bibliography (transliterated): 1. Maslov Ye. N. Teoriya shlifovaniya metallov / Ye. N. Maslov. – M.: Mashinostroyeniye, 1974. – 319 s. 2. Upravleniye protsessom shlifovaniya / A. V. Yakimov, A. N. Parshakov, V. I. Svirshchev, V. P. Larshin. – K.: Tekhnika, 1983. – 182 s. 3. Novoselov Yu. K. Dinamika formoobrazovaniya poverkhnostey pri abrazivnoy obrabotke / Yu. K. Novoselov. – Saratov, 1979. – 232 s. 4. Lur'ye G. B. Shlifovaniye metallov / G. B. Lur'ye. – M.: Mashinostroyeniye, 1969. – 197 s. 5. Novikov F.V. Teoretychni osnovy mekhanichnoyi obrobky vysokotochnykh detaley : monohrafiya / F.V. Novikov, I.O. Ryabenkov. – Kh. : Vyd. KHNEU, 2013. – 352 s. 6. Ryabenkov I.O. Pidvyshchennya efektyvnosti finishnoyi obrobky detaley hidroaparatury na osnovi vyboru ratsional'noyi struktury i parametriv operatsiy: avtoref. dys. ... kand. tekhn. nauk : spets. 05.02.08 "Tekhnolohiya mashynobuduvannya" / I.O. Ryabenkov. – Odesa, 2009. – 21 s. 7. Novikov F. V. Finishna obrobka detaley rizannyam: monohrafiya / F. V. Novikov, I. O. Ryabenkov. – Kharkiv: KHNEU im. S. Kuznetsya, 2016. – 270 s. 8. Novikov F. V. Osnovy povysheniya kachestva i proizvoditel'nosti mekhanicheskoy obrabotki: monografiya / F. V. Novikov, V. A. Zhovtobryukh, G. V. Novikov. – D.: LIRA, 2017. – 452 s.

УДК 621.923

В.И. ПОЛЯНСКИЙ, канд. техн. наук, Харьков, Украина

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ БАЛАНСА ТЕПЛА, УХОДЯЩЕГО В СТРУЖКИ И ОБРАБАТЫВАЕМУЮ ДЕТАЛЬ

Наведено уточнене аналітичне рішення визначення температури шліфування та умов її зменшення з урахуванням балансу тепла, що потрапляє в стружки й оброблювану деталь. Показано, що найменша температура досягається при багатопрохідному шліфуванні, однак найбільші технологічні можливості практичної реалізації високопродуктивної бездефектної обробки має глибинне шліфування за умови забезпечення зниження енергоємності обробки.

Ключові слова: шліфування, температура шліфування, умовне напруження різання, продуктивність обробки, енергоємність обробки, глибинне шліфування

Приведено уточненное аналитическое решение определения температуры шлифования и условий ее уменьшения с учетом баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь. Показано, что наименьшая температура достигается при многопроходном шлифовании, однако наибольшими технологическими возможностями практической реализации высокопроизводительной бездефектной обработки располагает глубинное шлифование при условии обеспечения снижения энергоемности обработки.

Ключевые слова: шлифование, температура шлифования, условное напряжение резания, производительность обработки, энергоемность обработки, глубинное шлифование

A refined analytical solution is given for determining the grinding temperature and the conditions for its reduction, taking into account the heat balance flowing into the chips and the workpiece. It is shown that the lowest temperature is achieved with multi-pass grinding, but the greatest technological possibilities for the practical implementation of high-performance defect-free processing are deep grinding provided that the energy intensity of the treatment is reduced.

Keywords: grinding, grinding temperature, conditional cutting stress, processing capacity, power consumption of processing, deep grinding

Постановка проблеми. Уменьшение температуры шлифования является важнейшим условием повышения качества и производительности обработки деталей машин, особенно изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Это постоянно требует изыскания новых технологических методов снижения температуры шлифования, а также теоретического (физико-математического) обоснования оптимальных условий обработки по критерию наименьшей температуры. Поэтому в настоящей работе предложены новые теоретические решения определения температуры шлифования и условий ее уменьшения на основе учета баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь.

Анализ последних исследований и публикаций. В настоящее время в научно-технической литературе опубликовано достаточно большое количество теоретических решений по определению температуры

шлифования [1–3]. Однако в них используется, как правило, поправочный коэффициент, изменяющийся в пределах $0 \dots 1$, который учитывает баланс тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь. Очевидно, такой подход к определению температуры шлифования справедлив лишь для частных условий обработки и не позволяет провести анализ параметров теплового процесса при шлифовании в обобщенном виде. В связи с этим, важно решить задачу распределения тепла при шлифовании, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали.

В работе [4] предложено аналитическое решение этой задачи на основе учета движения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 1), которыми условно представлен снимаемый припуск при плоском шлифовании. По сути, рассматриваются условия перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня со скоростью $V_{рез} = t / \tau$, где t – глубина шлифования, м; τ – время перерезания адиабатического стержня, с.

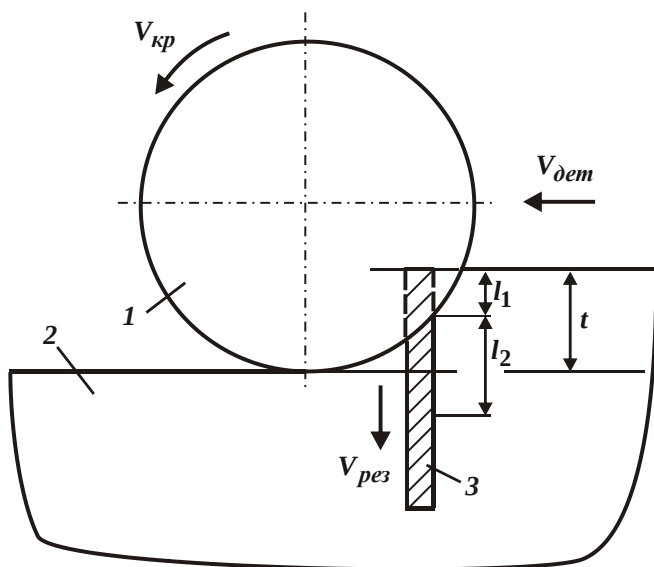


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень

В основу расчетов положено условие, что все выделяющееся при шлифовании тепло уходит на нагревание двух участков с длинами $l_1 = t$ и l_2 (определяющей глубину проникновения тепла в поверхностный слой

обрабатываемой детали). Для этого получено уравнение теплового баланса при шлифовании [4]:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}, \quad (1)$$

где θ – температура шлифования, град.; c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·град); ρ – плотность материала, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/(м·град); $N = q \cdot S$ – мощность шлифования, Вт; $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; σ – условное напряжение резания, Н/м². S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м².

Первое и второе слагаемые уравнения (1) соответственно равны количеству тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатического стержня с длинами l_1 и l_2 (второго – за счет теплопроводности материала адиабатического стержня).

В расчетах использован показанный на рис. 2 закон изменения температуры θ на участке адиабатического стержня длиной l_2 , согласно которому справедливо соотношение [4]: $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$. Выражая его относительно величины l_2 с учетом зависимости для определения количества тепла, затрачиваемого на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 , определено второе слагаемое уравнения (1):

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta^2}{N}. \quad (2)$$

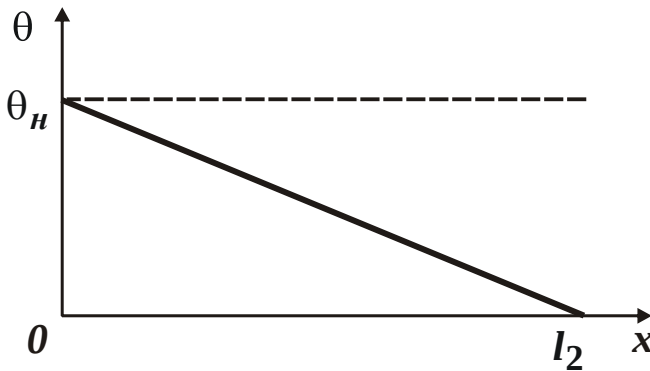


Рисунок 2 – График зависимости температуры θ от координаты x

Как видно, принятый закон изменения температуры θ , показанный на рис. 2, является частным случаем. Поэтому необходимо получить более общее теоретическое решение.

3. Цель исследования. Теоретическое определение условий уменьшения температуры шлифования на основе учета баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь.

4. Уточненный подход к определению температуры шлифования. В общем случае количество тепла dQ_2 , уходящего в неударенную часть адиабатического стержня (в результате теплопроводности материала адиабатического стержня) за бесконечно малое время $d\tau_2$ можно

представить в виде: $dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau_2$. С другой стороны, количество тепла dQ_2 , затрачиваемого на нагревание неударенной части адиабатического стержня длиной dx определяется: $dQ_2 = N \cdot d\tau_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \theta \cdot dx$. Откуда $d\tau_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx$.

После преобразований имеем:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot d\theta = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau. \quad (3)$$

Тогда баланс тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатического стержня с длинами l_1 и l_2 , аналитически описывается уравнением:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{pez} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau. \quad (4)$$

Дифференцируя все слагаемые уравнения (4) по времени τ , получено:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{pez} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = N \quad \text{или} \quad 0,5 \cdot (\theta^2)' + A \cdot \theta = B, \quad (5)$$

где $A = \frac{V_{pez} \cdot N}{\lambda \cdot S}$; $B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}$.

Решение уравнения (5) для начального условия $\theta(\tau = 0) = 0$:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right] \quad \text{или} \quad (6)$$

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau} \quad (7)$$

Поскольку отношение $\theta / \theta_{\max}$ изменяется в пределах $0 \dots 1$, то множитель $e^{\theta / \theta_{\max}}$ изменяется в пределах $1 \dots e = 2,7183$, т.е. в относительно небольших пределах. Следовательно, основное влияние на характер изменения температуры θ оказывает выражение $(1 - \theta / \theta_{\max})$, изменяющееся в пределах $0 \dots 1$. При условии $\tau = 0$, очевидно, выражение $(1 - \theta / \theta_{\max})$ и множитель $e^{\theta / \theta_{\max}}$ принимают значение, равное 1. Тогда $\theta / \theta_{\max} = 0$.

При условии $\tau \rightarrow \infty$ левая часть уравнения (7) равна нулю. Тогда $\theta / \theta_{\max} = 1$. Таким образом показано, что при изменении времени τ от 0 до ∞ отношение $\theta / \theta_{\max}$ изменяется в пределах $0 \dots 1$.

Применительно к плоскому шлифованию (рис. 1) скорость перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня $V_{рез}$ определяется [4]:

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}, \quad (8)$$

где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; $R_{сп}$ – радиус шлифовального круга, м.

Подставляя зависимость (8) в (7), с учетом $t = V_{рез} \cdot \tau$ получено:

$$\left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{дет} \cdot \tau \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}} \quad \text{или} \quad \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}}, \quad (9)$$

где $Q_{уд} = V_{дет} \cdot \tau$ – удельная производительность обработки, м²/с.

В табл. 1 и на рис. 3 приведены рассчитанные по зависимости (9) значения времени τ для заданных значений отношения $\theta / \theta_{\max}$ и исходных

данных (при шлифовании стали ШХ15): $V_{рез} = 3,33 \cdot 10^{-3}$ м/с; коэффициент температуропроводности стали ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Таблица 1 – Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

$\theta / \theta_{\max}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$(1 - \theta / \theta_{\max}) \cdot e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$V_{рез}^2 \cdot \tau / a$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	∞
$\tau \frac{n!}{r!(n-r)!}, c$	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	∞
$Q_{yd} = 1000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	∞
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{yd} = 2000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	∞
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{yd} = 4000 \text{ мм}^2/\text{мин}$							
$t, \text{ мм}$	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	∞
$V_{дет}, \text{ м/мин}$	∞	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

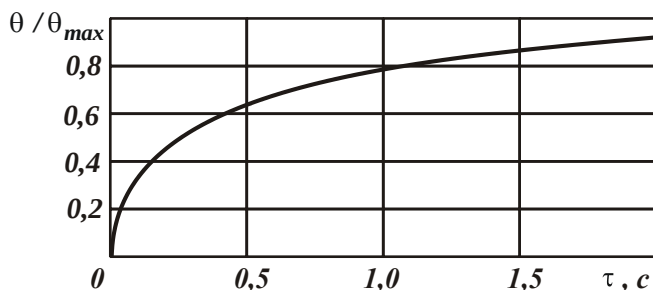


Рисунок 3 – Зависимость отношения $\theta / \theta_{\max}$ от времени τ

Как следует из рис. 3, с течением времени τ отношение $\theta / \theta_{\max}$ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице.

В табл. 1 и на рис. 4 приведены рассчитанные по зависимости (9) значения глубины шлифования t для заданных значений отношения $\theta / \theta_{\max}$, удельной производительности обработки $Q_{y\partial} = V_{\text{дет}} \cdot t$, радиуса шлифовального круга $R_{\text{кр}} = 0,2$ м при шлифовании стали ШХ15 – $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Согласно рис. 4, с увеличением глубины шлифования t отношение $\theta / \theta_{\max}$ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При этом глубина шлифования t изменяется в довольно широких пределах, охватывая диапазоны как процессов шлифования (включая условия глубинного шлифования), так и процессов абразивного разрезания материала с весьма большими глубинами резания. Как видно, с увеличением удельной производительности обработки $Q_{y\partial} = V_{\text{дет}} \cdot t$ увеличение отношения $\theta / \theta_{\max}$ происходит с большей интенсивностью, охватывая меньший диапазон возможного изменения глубины шлифования t .

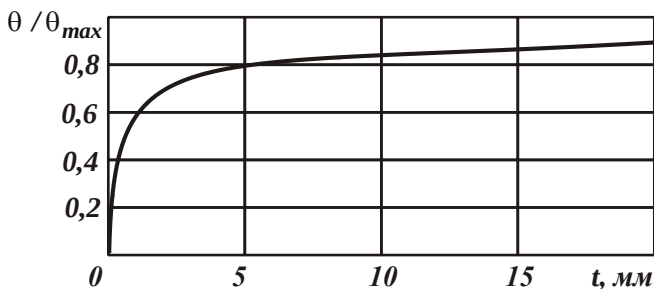


Рисунок 4 – Зависимость отношения $\theta / \theta_{\max}$ от глубины шлифования t при $Q_{y\partial} = 4000 \text{ мм}^2/\text{мин}$

Скорость детали $V_{\text{дет}}$ с увеличением глубины шлифования t существенно уменьшается, что предполагает осуществление схемы глубинного шлифования. Схема многопроходного шлифования (с увеличенной скоростью детали $V_{\text{дет}}$) осуществима в основном при относительно небольших значениях отношения $\theta / \theta_{\max} < 0,2 \dots 0,4$. Этим, собственно, и объясняется эффективность применения на практике схемы многопроходного шлифования и ограниченность применения схемы глубинного шлифования в связи с увеличением температуры шлифования θ .

Необходимо отметить, что зависимости (7) и (9) не содержат условного напряжения резания σ , которое входит в зависимость (6) и определяет максимальную температуру $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$. Поэтому располагая

количественным значением σ , можно определить максимальную температуру $\theta_{\max}$ и сравнить ее с температурой плавления обрабатываемого материала θ_{nl} . Если окажется, что $\theta_{\max} > \theta_{nl}$, то зависимости (7) и (9) будут справедливы лишь в пределах изменения отношения $\theta_{nl} / \theta_{\max}$. Если же $\theta_{\max} < \theta_{nl}$, то зависимости (7) и (9) будут справедливы во всем возможном диапазоне изменения максимальной температуры $\theta_{\max}$. Причем, данная закономерность будет справедлива как при шлифовании, так и при обработке лезвийными инструментами. Для этого достаточно установить лишь количественные значения условного напряжения резания σ и максимальной температуры $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$.

Например, при обработке стали ШХ15 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\theta_{nl} = 1500$ °С) условное напряжение резания σ , соответствующее условию $\theta_{\max} = \theta_{nl} = \sigma / (c \cdot \rho)$, равно 7500 Н/мм². Для других марок сталей условное напряжение резания σ принимает приблизительно такое же значение.

Расчетно-экспериментальным путем установлено, что практически реализовать это значение σ можно при обработке лезвийными инструментами, например, при точении резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов (СТМ). При шлифовании и микрорезании единичным абразивным или алмазным зерном условное напряжение резания σ принимает значительно большие значения. Следовательно, в этом случае выполняется условие $\theta_{\max} < \theta_{nl}$ и реализуется лишь начальный участок графика $\theta_{nl} / \theta_{\max}$ от τ (рис. 3). Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым с увеличением глубины шлифования t или скорости детали V_{det} температура шлифования θ лишь увеличивается, а ее стабилизация происходит при температуре, близкой к температуре плавления обрабатываемого материала. Этим можно объяснить проблемы применения процесса шлифования на операциях финишной механической обработки в связи с увеличением температуры и возникновением на обрабатываемых поверхностях детали температурных дефектов (прижогов, микротрещин и др.). Поэтому в последние годы на операциях финишной механической обработки все шире используются методы лезвийной обработки, в особенности, с применением инструментов из СТМ, позволяющие уменьшить условное напряжение резания σ и соответственно температуру шлифования θ , тем самым повышая качество обрабатываемых поверхностей.

Выводы. В работе приведено уточненное аналитическое решение по определению температуры шлифования. Установлено, что основным условием уменьшения температуры шлифования является уменьшение

условного напряжения резания за счет применения более прогрессивных методов механической обработки включая обработку как абразивными, так и лезвийными режущими инструментами. В связи с этим проблему снижения энергоемкости механической обработки следует рассматривать основной с точки зрения уменьшения температуры резания и повышения качества и производительности обработки.

Список использованных источников: 1. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 2. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 3. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с. 4. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: труды 13 междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

Bibliography (transliterated): 1. Reznikov A.N. Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov / A.N. Reznikov. – M.: Mashinostroenie, 1981. – 279 s. 2. Yakimov A.V. Optimizatsiya protsessa shlifovaniya / A.V. Yakimov. – M.: Mashinostroenie, 1975. – 175 s. 3. Evseev D. G. Formirovanie svoystv poverkhnostnykh sloev pri abrazivnoy obrabotke / D. G. Evseev. – Saratov: Izd-vo Sarat. Un-ta, 1975. – 127 s. 4. Novikov F. V. Povyshenie effektivnosti tekhnologiy finishnoy obrabotki detaley par treniya porshnevykh nasosov / F. V. Novikov, S. M. Yatsenko // Fizicheskie i kompyuternye tekhnologii: trudy 13 mezhdunar. nauthn.-tekhn. konf., 19–20 aprelya 2007, Kharkov. – Kharkov: KhNPK "FED", 2007. – S. 8–20.

УДК 621.923

В.М. ТОНКОНОГИЙ, д-р техн. наук;

О.В. РИБАК, Одеса, Україна

ВИБІР ПАРАМЕТРІВ ШЛІФУВАННЯ ПЛАЗМОВИХ ПОКРИТТІВ ПРИ БАГАТОКРИТЕРІАЛЬНІЙ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ

Для постановки задачі вибору технологічних параметрів шліфування плазмових покриттів розглянуто низку умов, що гарантують необхідну якість обробленої поверхні. Критерії оптимальності визначені на основі аналізу продуктивності процесу обробки, а також втрат матеріалу покриття на припуски. Згідно з побудованою математичною моделлю процесу шліфування, представлено цільові функції, варіативні параметри та систему обмежень для даної задачі.

Ключові слова: багатокритеріальна оптимізація, математична модель, шліфування, плазмові покриття, критерії оптимальності, технологічні параметри.

Для постановки задачи выбора технологических параметров шлифования плазменных покрытий рассмотрено ряд условий, гарантирующих необходимое качество обработанной поверхности. Критерии оптимальности определены на основе анализа производительности процесса обработки, а также потерь материала покрытия на припуски. Согласно построенной математической модели процесса шлифования, представлены целевые функции, вариативные параметры и система ограничений для данной задачи.

Ключевые слова: многокритериальная оптимизация, математическая модель, шлифование, плазменные покрытия, критерии оптимальности, технологические параметры.

A number of conditions that ensure quality of the processed surface are considered in order to state a problem of technological parameters selection for plasma coatings grinding process. Optimum criteria are determined on the basis of the analysis of processing productivity and allowance loss of coating material. Objective functions, variable parameters and the system of constraints are presented according to the mathematical model of the grinding process.

Keywords: multi-objective optimization, mathematical model, grinding, plasma coatings, optimum criteria, technological parameters.

Вступ

Одним з найбільш ефективних способів модифікації робочих поверхонь деталей є нанесення плазмових покриттів. На сьогоднішній день плазмові покриття набувають значного розповсюдження, оскільки велика частина вимог, що висуваються до готових виробів, визначається властивостями їхнього поверхневого шару, і тому використання дорогих та дефіцитних матеріалів для виробництва всієї деталі зазвичай виявляється недоцільним. За рахунок використання матеріалів з наперед заданою структурою та фізико-механічними властивостями можна не лише знизити вартість виробництва, але й покращити експлуатаційні характеристики деталей завдяки поєднанню особливостей матеріалів покриття та основи.

Постановка задачі оптимізації технологічного процесу зазвичай ґрунтується на мінімізації вартості, досягненні максимальної продуктивності та найкращої якості обробленої поверхні. При шліфуванні деталей через надмірне збільшення температури, а також локальні та залишкові напруження у зоні контакту зі шліфувальним кругом виникає ризик утворення поверхневих та структурних дефектів, таких як магістральні тріщини, сколювання, припали та вириви внаслідок налипання оброблюваного матеріалу на абразивний інструмент. Крім того, для деталей з плазмовим покриттям існує можливість його відшаровування та відриву від основного матеріалу. Зазначені дефекти спричиняють непридатність подальшого використання отриманих виробів, що, в свою чергу, призводить до економічних збитків.

Таким чином, при виборі параметрів процесу шліфування плазмових покриттів слід враховувати велику кількість умов. Система обмежень, що гарантують якість обробленої поверхні, включатиме не лише показники, які впливають на розвиток дефектів, але й вимоги щодо заданої точності та шорсткості готової деталі. Для деталей з нанесеним покриттям необхідно також брати до уваги пористість покриття та його міцність зчеплення з основою. Зважаючи на високу вартість напилених матеріалів, потрібно зменшити втрату матеріалу на припуски. Відтак, побудована математична модель враховуватиме характеристики матеріалу покриття, шліфувального круга та режимів обробки, частина з яких є заданими величинами, а інші – параметрами оптимізації для даної задачі.

Мета роботи полягає у постановці задачі визначення оптимальних технологічних параметрів процесу шліфування плазмових покриттів, за яких досягається максимальна продуктивність обробки при мінімальних втратах матеріалу покриття на припуски і забезпечується необхідна якість поверхні.

Аналіз попередніх досліджень і публікацій

У низці робіт, присвячених задачі оптимізації процесу шліфування, була зроблена спроба визначення найбільш ефективних параметрів шліфування за допомогою методів лінійного та геометричного програмування, градієнтних методів та методу множників Лагранжа [1 –3]. Проте через нелінійність та складність математичної моделі визначення оптимального режиму шліфування, традиційні способи розв'язку даної задачі виявилися недостатньо ефективними. Тому останнім часом набирають популярності різноманітні метаевристичні алгоритми, такі як методи пошукової оптимізації, поведінкові алгоритми та алгоритми, надихнуті природою [4]. У роботі [5] запропонована математична модель багатокритеріальної оптимізації, що включає загальну вартість, продуктивність процесу та кінцеву якість обробленої поверхні. Для цього у якості змінних розглянуто швидкість шліфувального круга, швидкість подачі та параметри правки шліфувального круга, а постановка та розв'язок задачі реалізовані в межах квадратичного

програмування. На базі цієї математичної моделі у роботі [6] було виконано пошук оптимальних значень параметрів шліфування за допомогою генетичного алгоритму, який показав кращі результати у порівнянні з попередніми методами. Робота [7] присвячена застосуванню мурашиного алгоритму оптимізації, що виявився досить ефективним для задачі вибору параметрів процесу шліфування. Серед останніх досліджень слід відзначити роботи [8 – 10], що вивчають можливість адаптації методу рою часток для розв'язку даної задачі. Інші публікації [11 – 13] присвячені створенню математичних моделей, що враховують вплив температурних чинників на процес обробки поверхні та динамічним характеристикам системи під час шліфування.

Основна частина

Задача оптимального проектування технологічної системи в загальному вигляді зводиться до вибору таких вхідних параметрів об'єкту проектування, при яких досягається найкраще значення критерію оптимальності, визначене на основі вихідних параметрів проектованої системи. Щоб отримати найкраще рішення для технологічного процесу, в якому слід враховувати велику кількість факторів, зазвичай приймають декілька критеріїв, що впливають на ефективність системи, і задача оптимізації стає багатокритеріальною. Постановка та розв'язок такої задачі відбувається за алгоритмом, зображеним на рис. 1.

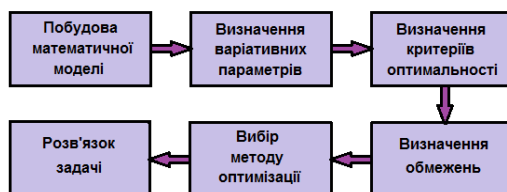


Рисунок 1 – Постановка та розв'язок задачі багатокритеріальної оптимізації

В якості критеріїв оптимальності технологічного процесу шліфування плазмових покриттів розглядатиметься продуктивність обробки деталей з покриттям

$$P \rightarrow \max \quad (1)$$

та величина припуску на шліфування

$$\delta \rightarrow \min . \quad (2)$$

Продуктивність процесу шліфування в загальному вигляді визначається об'ємом матеріалу, знятого в одиницю часу:

$$P = \frac{V_m}{\tau}, \quad (3)$$

де V_m – загальний об'єм знятого матеріалу; τ – час обробки.

Для плоского шліфування загальний об'єм знятого матеріалу можна представити як

$$V_m = a \cdot b \cdot \sum_{i=1}^N h_i, \quad (4)$$

де a – довжина оброблюваної деталі; b – її ширина; h_i – глибина шліфування при i -му проходженні.

Час обробки деталі можна розрахувати за формулою:

$$\tau = \frac{L \cdot (Z + b + \Delta) \cdot k_T}{1000 \cdot v_{lon} \cdot v_{tr}}, \quad (5)$$

де Z – ширина шліфувального круга; L – довжина ходу столу з деталлю; Δ – величина перебігу з бокових сторін; v_{lon} – швидкість поздовжньої подачі; v_{tr} – швидкість поперечної подачі; k_T – коефіцієнт точності (зазвичай у межах 1,2 ... 1,5).

Підставивши (4) та (5) у (3), отримаємо формулу для визначення продуктивності шліфування:

$$P = \frac{a \cdot b \cdot 1000 v_{lon} \cdot v_{tr} \cdot \sum_{i=1}^N h_i}{L \cdot k_T \cdot (Z + b + \Delta)}. \quad (6)$$

Загальний об'єм матеріалу, що відводиться на припуски і буде знятий в процесі шліфування:

$$\delta = \sum_{i=1}^N h_i \cdot n_i, \quad (7)$$

де n_i – кількість проходжень з заданою глибиною шліфування.

Отже, керуючими параметрами розглянутої системи є швидкості поздовжньої та поперечної подачі, а також глибина шліфування, яка може змінюватись в процесі обробки покриття. Критерії оптимальності можна визначити наступним чином:

$$Z_1 = \max \left\{ \frac{1000 \cdot a \cdot b}{L \cdot k_T \cdot (Z + b + \Delta)} \cdot v_{lon}^j \cdot v_{tr}^k \cdot \sum_{i=1}^N h_i \right\}, \quad j = \overline{1, M}; \quad k = \overline{1, \Psi}; \quad (8)$$

$$Z_2 = \min \left\{ \sum_{i=1}^N h_i \cdot n_i \right\}. \quad (9)$$

Шорсткість обробленої поверхні R_a зазвичай задається певним числовим значенням R_a^* , якого необхідно досягти в процесі шліфування:

$$R_a \leq R_a^*. \quad (10)$$

Технологічні параметри та параметри правки шліфувального круга мають значний вплив на формування шорсткості поверхні, величину якої можна розрахувати, виходячи з товщини утвореної стружки H_{ch} :

$$R_a = \begin{cases} 0,46 \cdot \sqrt[3]{H_{ch}}, & \text{при } 0 < H_{ch} \leq 0,254 \\ 0,79 \cdot \sqrt[3]{H_{ch}^2}, & \text{при } 0,254 < H_{ch} \leq 2,54 \end{cases}; \quad (11)$$

$$H_{ch} = 12,5 \cdot 10^3 \cdot \frac{\sqrt{d_z} \cdot \sqrt[3]{v_{lon}^2}}{\sqrt[3]{D}} \cdot \sqrt{v_{pr}} \cdot \left(1 + \frac{d_{pr}}{v_{pr}} \right) \cdot \sqrt{\left(\frac{v_d}{v_{kp}} \right)}, \quad (12)$$

де D – діаметр шліфувального круга; d_z – розмір зерен абразиву; v_d – швидкість деталі; v_{kp} – швидкість шліфувального круга; d_{pr} , v_{pr} – параметри правки шліфувального круга.

Згідно з [14], міцність зчеплення покриття з основою θ_{adh} можна визначити за формулою:

$$\theta_{adh} = \frac{1}{\sqrt{\pi h}} \cdot \sqrt{E_a \cdot G}, \quad (13)$$

де h – товщина покриття; E_a – поверхнева енергія на межі розподілу покриття і основи; G – модуль пружності. Енергія адгезії на межі двох фаз:

$$E_a = (\cos \phi + 1) \cdot \sigma_{ed}, \quad (14)$$

де ϕ – крайовий кут змочування; σ_{ed} – поверхневий натяг.

Щоб не допустити розриву адгезійних зв'язків та відриву покриття від основи, адгезійна міцність зчеплення повинна бути більшою за напруження, що руйнують зчеплення:

$$\theta_{adh} > \sigma_y. \quad (15)$$

Теплова енергія, що виділяється у зоні контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею, стає причиною зростання температури деталі. Якщо розглядати теплову модель процесу шліфування як наслідок руху теплового джерела площиною напівнескінченного фізичного тіла [15, 16], розподіл температури з глибиною від поверхні шліфування може бути представлений у вигляді:

$$T = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{\zeta \cdot q \cdot \sqrt{\tau}}{\sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c}} \cdot \exp\left(\frac{-x^2}{4\alpha\tau}\right) - \frac{qx}{\lambda} \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{\alpha\tau}}\right), \quad (16)$$

де x – глибина від поверхні шліфування; ζ – коефіцієнт, що дорівнює відношенню теплового потоку, поглинутого оброблюваною поверхнею, до загального теплового потоку q в зоні шліфування; λ – теплопровідність оброблюваного матеріалу; ρ – його густина; c – теплоємність; α – коефіцієнт температуропровідності.

Попередити утворення шліфувальних припалень на поверхні дозволяє обмеження:

$$T(x) \leq T_{\max} \quad \text{при} \quad x = 0. \quad (17)$$

Розвитку тріщин при шліфуванні покриттів можна запобігти, якщо локальні напруження

$$\sigma = 2G \frac{1 + \mu_{II}}{1 - \mu_{II}} \alpha_t T \cdot \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha\tau}} \right) \quad (18)$$

будуть обмежені граничними значеннями [17]:

$$\sigma_{\max}(x, \tau) \leq \sigma_{\lim}. \quad (19)$$

Тут μ_{II} – коефіцієнт Пуассона; α_t – температурний коефіцієнт лінійного розширення.

Якщо структура покриття є неоднорідною, а його пористість перевищує 8 – 10 %, зростає ризик утворення тріщин в матеріалі покриття. В такому випадку слід враховувати критерій локального руйнування [16]:

$$\ell_0 < \frac{D \cdot \alpha \cdot \lambda^2 \cdot v_d \cdot K_c^2}{\pi^2 \left[C \cdot v_{kp} \cdot G \cdot (1 + \mu_{II}) \cdot \alpha_t \cdot \left(1 - \exp \left(\frac{v_d \sqrt{Dh_i}}{\alpha \tau} \right) \right) \right]}, \quad (20)$$

де ℓ_0 – характерний лінійний розмір дефекту структури; C – вміст абразивних зерен у шліфувальному крузі; K_c – тріщиностійкість даного покриття.

Відтак, задача вибору технологічних параметрів шліфування плазмових покриттів полягає у визначенні таких значень поздовжньої та поперечної швидкості подачі, а також глибини шліфування, при яких досягаються найкращі значення критеріїв оптимальності (8), (9). Інші параметри обираються з переліку значень, що містяться в базі даних побудованої на основі математичної моделі шліфування плазмових покриттів інформаційної системи, та для кожного конкретного випадку оптимізації є сталими величинами. Якість обробленої поверхні забезпечують умови (10), (15), (17), (19), (20), які разом з обмеженнями можливих значень діапазону варіативних параметрів, формують систему обмежень оптимізаційної задачі.

Висновки

Постановка задачі визначення оптимальних параметрів шліфування плазмових покриттів ґрунтується на аналізі характеристик матеріалу покриття, шліфувального круга та режимів обробки. Критеріями оптимальності для даної задачі було прийнято продуктивність обробки деталей з покриттям та величину припуску на шліфування, а досягнення заданої шорсткості враховано у вигляді умови забезпечення якості поверхні. В результаті вивчення факторів, які можуть спричинити утворення дефектів, до системи обмежень включено граничні умови для максимальної температури та напружень, що виникають при взаємодії оброблюваної деталі зі шліфувальним кругом. Таким чином, задача вибору технологічних параметрів процесу шліфування плазмових покриттів є багатокритеріальною оптимізацією з розгорнутою системою обмежень та граничних умов.

Список використаних джерел: 1. *Malkin S.* Selection of operating parameters in surface grinding of steels / *S. Malkin* // *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1976. – Vol. 98, Is.1. – pp. 56-62. 2. *Gopalakrishnan B.* Machine parameter selection for turning with constraints: an analytical approach based on geometric programming / *B. Gopalakrishnan, A.K. Faiz* // *International Journal of Production Research*, 1991. – Vol.29 (9)– pp. 1897-1908. 3. *Agapiou J.S.* The optimization of machining operations based on a combined criterion. Part 1: The use of combined objectives in single pass operations / *J.S. Agapiou* // *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1992. – Vol. 114, Is. 4. – pp. 500-507. 4. *Карпенко А.П.* Современные алгоритмы поисковой оптимизации. Алгоритмы, вдохновленные природой / *А.П. Карпенко* – М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. – 446 с. 5. *Wen X.M.* Micro-computer-based optimization of the surface grinding process / *X.M. Wen, A.A.O. Tay, A.Y.C. Nee* // *Journal of Materials Processing Technology*, 1992. – Vol. 29 (1-3). – pp. 75-90. 6. *Saravanan R.* A multi-objective genetic algorithm (GA) approach for optimization of surface grinding operations / *R. Saravanan, P. Asokan, M. Sachidanandam* // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2002. – Vol. 42, no. 12. – pp. 1327-1334. 7. *Baskar N.* Ants colony algorithm approach

for multi-objective optimisation of surface grinding operations / N. Baskar, R. Saravanan et al. // International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2004. – Vol. 23, no. 5. – pp. 311-317. **8. Pawar P.J.** Multiobjective optimization of grinding process parameters using particle swarm optimization algorithm / P.J. Pawar, R.V. Rao, J.P. Davim // Materials and Manufacturing Processes, 2010. Vol. 25, Is. 6. – pp. 424-431. **9. Zhang G.** Multi-objective optimization for surface grinding process using a hybrid particle swarm optimization algorithm / G. Zhang, M. Liu et al. // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014. Vol. 71, Is. 9-12. – pp. 1861-1872. **10. Lin X.** Enhanced Pareto particle swarm approach for multi-objective optimization of surface grinding process / X. Lin, H. Li // Proceedings of the Second International Symposium on Intelligent Information Technology Application, 2008. – Vol. 2. – pp. 618-623. **11. Malkin S.** Thermal aspects of grinding. Part 2: Surface temperatures and workpiece burn / S. Malkin // ASME Journal of Engineering for Industry, 1974. – Vol. 96, Is. 4. – pp. 1184-1191. **12. Thompson R.A.** The Dynamic Behavior of Surface Grinding / R.A. Thompson // ASME Journal of Engineering for Industry, 1971. – Vol. 93, Is. 2. – pp. 485-497. **13. King R.I.** Handbook of Modern Grinding Technology / R.I. King, S. Hahn – London: Chapman and Hall, 1986. – 360 p. **14. Костюк Г.И.** Оценка адгезионных характеристик контактирующих материалов с покрытиями / Г.И. Костюк, О.М. Мелкозерова // Авиационно-космическая техника и технология, 2011. – Вып. 3 (80). – с. 16-22. **15. Jaeger J.C.** Moving sources of heat and temperature at sliding contacts / J.C. Jaeger // Proceedings: Royal Society – New South Wales, 1942. – Is. 76. – с. 203-224. **16. Усов А. В.** Повышение эффективности процесса бездефектного шлифования материалов и сплавов, предрасположенных к трещинообразованию : дис. д-р. техн. наук / А. В. Усов. – К., 1991. – 426 с. **17. Усов А.В.** Розробка САПР технологічного процесу шліфування плазмових покриттів / А.В. Усов, В.М. Тонконогий, О.В. Рибак // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XVI міжнародної науково-технічної конференції. – Краматорськ: ДДМА, 2018. – с. 84.

Bibliography (transliterated): **1. Malkin S.** Selection of operating parameters in surface grinding of steels / S. Malkin // ASME Journal of Engineering for Industry, 1976. – Vol. 98, Is.1. – pp. 56-62. **2. Gopalakrishnan B.** Machine parameter selection for turning with constraints: an analytical approach based on geometric programming / B. Gopalakrishnan, A.K. Faiz // International Journal of Production Research, 1991. – Vol.29 (9)– pp. 1897-1908. **3. Agapiou J.S.** The optimization of machining operations based on a combined criterion. Part 1: The use of combined objectives in single pass operations / J.S. Agapiou // ASME Journal of Engineering for Industry, 1992. – Vol. 114, Is. 4. – pp. 500-507. **4. Karpenko A.P.** Sovremennyye algoritmy poiskovoy optimizatsii. Algoritmy, vdohnovlennyye prirodoj / A.P. Karpenko – M.: Izdatel'stvo MG TU im. N.Je. Bauman, 2014. – 446 s. **5. Wen X.M.** Micro-computer-based optimization of the surface grinding process / X.M. Wen, A.A.O. Tay, A.Y.C. Nee // Journal of Materials Processing Technology, 1992. – Vol. 29 (1-3). – pp. 75-90. **6. Saravanan R.** A multi-objective genetic algorithm (GA) approach for optimization of surface grinding operations / R. Saravanan, P. Asokan, M. Sachidanandam // International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2002. – Vol. 42, no. 12. – pp. 1327-1334. **7. Baskar N.** Ants colony algorithm approach for multi-objective optimisation of surface grinding operations / N. Baskar, R. Saravanan et al. // International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2004. – Vol. 23, no. 5. – pp. 311-317. **8. Pawar P.J.** Multiobjective optimization of grinding process parameters using particle swarm optimization algorithm / P.J. Pawar, R.V. Rao, J.P. Davim // Materials and Manufacturing Processes, 2010. Vol. 25, Is. 6. – pp. 424-431. **9. Zhang G.** Multi-objective optimization for surface grinding process using a hybrid particle swarm optimization algorithm / G. Zhang, M. Liu et al. // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014. Vol. 71, Is. 9-12. – pp. 1861-1872. **10. Lin X.** Enhanced Pareto particle swarm approach for multi-objective optimization of surface grinding process / X. Lin, H. Li // Proceedings of the Second International Symposium on Intelligent Information Technology Application, 2008. – Vol. 2. – pp. 618-623. **11. Malkin S.** Thermal aspects of grinding. Part 2: Surface temperatures and workpiece burn / S. Malkin // ASME Journal of Engineering for Industry, 1974. – Vol. 96, Is. 4. – pp. 1184-1191. **12. Thompson R.A.** The Dynamic Behavior of Surface Grinding / R.A. Thompson // ASME Journal of Engineering for Industry, 1971. – Vol. 93, Is. 2. – pp. 485-497. **13. King R.I.** Handbook of Modern Grinding Technology / R.I. King, S. Hahn – London: Chapman and

Hall, 1986. – 360 p. **14.** Kostjuk G.I. Ocenka adgezionnyh harakteristik kontaktirujushhih materialov s pokrytijami / G.I. Kostjuk, O.M. Melkozerova // Aviaciono-kosmicheskaja tehnika i tehnologija, 2011. – Vyp. 3 (80). – s. 16-22. **15.** Jaeger J.C. Moving sources of heat and temperature at sliding contacts / J.C. Jaeger // Proceedings: Royal Society – New South Wales, 1942. – Is. 76. – c. 203-224. **16.** Usov A. V. Povyshenie jeffektivnosti processa bezdefektnogo shlifovanija materialov i splavov, predraspolzhenykh k treshhinoobrazovaniju : dis. d-r. tehn. nauk / A. V. Usov. – K., 1991. – 426 s. **17.** Usov A.V. Rozrobka SAPR tehnologichnogo procesu shlifuvannja plazmovih pokryttiv / A.V. Usov, V.M. Tonkonogij, O.V. Ribak // Vazhke mashinobuduvannja. Problemi ta perspektivi rozvitku. Materiali XVI mizhnarodnoï naukovo-tehnichnoï konferencii. – Kramators'k: DDMA, 2018. – s. 84.

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 681.51:621.9.048

Р. П. ГАЙДАШ,

Ю. І. КОВАЛЕНКО,

М. П. РУДЬ, канд. техн. наук,

М. О. БОНДАРЕНКО, канд. техн. наук, Черкаси, Україна,

В. С. АНТОНЮК, д-р техн. наук, Київ, Україна

ФОРМУВАННЯ ТА КЕРУВАННЯ СТІЧКОВИМ ЕЛЕКТРОННИМ ПОТОКОМ ПРИ МІКРООБРОБЦІ ЕЛЕМЕНТІВ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ АДИТИВНОГО ВИРОБНИЦТВА

Розроблена методика формування та керування електронно-променевою мікрообробкою елементів пристроїв для адитивного виробництва, в основі якої лежить метод зондування електронного потоку стрічкової форми та наступне дослідження зон термічного впливу на електропровідні та діелектричні поверхнях. Досліджено залежності, що лежать в основі методу керування стрічковим електронним потоком, і які представляють просторово-енергетичні характеристики електронної гармати Пірса від прискорюючої напруги, струму розжарення катоду, відстані від гармати до оброблюваної поверхні.

Ключові слова: електронно-променева мікрообробка, просторово-енергетичні характеристики, зона термічного впливу

Разработана методика формирования и управления электронно-лучевой микрообработкой элементов устройств для аддитивного производства, в основе которой лежит метод зондирования электронного потока ленточной формы и последующее исследование зон термического воздействия на электропроводящей и диэлектрической поверхностях. Исследованы зависимости, лежащие в основе метода управления ленточным электронным потоком, и которые представляют пространственно-энергетические характеристики электронной пушки Пирса от ускоряющего напряжения, тока накала катода, расстояния от пушки к поверхности.

Ключевые слова: электронно-лучевая микрообработка, пространственно-энергетические характеристики, зона термического влияния

The methodology for the formation and operation of electronic and beam microprocessing of device elements for additive production has been developed. The method is based on the method of probing the electronic treat of the ribbon form and further investigation of the zones of thermal action on electrically conductive and dielectric surfaces. The dependencies that underlie the method of controlling the ribbon-based electron treat have been investigated. These dependences represent the spatial and energy characteristics of the Pierce electron gun from the accelerating voltage, the cathode heating current, the distance to the surface.

Keywords: electron-beam microprocessing, spatial-energy characteristics, zone of thermal influence

Актуальність. Концентровані потоки енергії знаходять дедалі ширшого застосування у прецизійних технологіях мікрообробки елементів пристроїв для адитивного виробництва, застосування якого дозволить проводити

розробку вдосконаленої технології та створення на її основі пристроїв 3D-друку. При цьому, перспектива застосування електронного променя в якості інструмента з гнучким керуванням його потужністю, формою та траєкторією зумовлена практичною можливістю ефективно впливати на поверхневий шар матеріалів з різною електропровідністю, у тому числі, на нанорельєф та структуру порушеного шару, які утворилися після різних видів фінішної обробки [1-3].

Фундаментальні дослідження і досягнення вчених В.А. Вашенка, І.В. Зуєва, Г.В. Канашевича, Д.І. Котельникова, І.В. Яценко та інших дослідників значно розширили технологічні можливості електронної мікрообробки різноманітних матеріалів, зменшивши зону обробки до мікрооб'ємів, використавши концентровані електронні потоки стрічкової форми [4, 5].

Спосіб обробки електронами, енергія яких не перевищує 10 кеВ, апробовано для елементів виробів пристроїв адитивного виробництва із діелектриків [6].

Серед переваг даного способу слід відзначити:

- високу гнучкість керування параметрами електронного потоку та сумісність з технологіями мікроелектроніки і інтегральної оптики;
- екологічну чистоту;
- рафінування та спрямоване модифікування поверхневого шару матеріалу за фізичними властивостями та хімічним складом шляхом термоелектричного впливу на поверхневий шар;
- кероване розчинення дефектного шару оптичного скла під локальним впливом температур 1000...1300°C, які створені електронним потоком та утворення при наступному його охолодженні монолітної бездефектної структури поверхневого шару глибиною до 160 мкм і зменшеним нанорельєфом поверхні до значень $R_z = 1,5...3,5$ нм.

Для розширення вже досягнутих технологічних можливостей та подальшого використання даного способу у прецизійній обробці матеріалів з різною електропровідністю (провідників, напівпровідників та діелектриків), однією з головних задач, на рівні з технологічними умовами, постає задача формування та подальшого керування стабільного стрічкового потоку електронів із заданими потужністю та формою розподілу енергії [7, 13-16].

Мета роботи: визначення взаємозв'язку параметрів стрічкового електронного потоку з конструктивними особливостями електронної гармати та формування з перспективою подальшого керування електронної стрічки для ефективного впливу на матеріали, які використовуються в пристроях адитивного виробництва з різною електропровідністю.

Методика досліджень. Експериментальні дослідження проводили на модернізованій вакуумній установці УВН-74, яка містить печі нагріву та охолодження, арматуру для утримання та руху об'єктів обробки, електронно-

променеву гармату Пірса з д्रो́тяним вольфрамовим катодом (діаметр катоду 0,4 мм, довжина дроту 90 мм).

При розжарюванні катод випромінює електрони, які прискорюються електростатичним полем, проходять через щілину аноду (довжина щілини 80 мм, ширина може змінюватися у межах 1...4 мм) і спрямовуються на зразок. Електричні характеристики гармати: струм катоду $I_k = 10...50 \text{ A} \pm 15\%$; діапазон прискорюючих напруг – $U_{прис} = 0...10 \text{ кВ} \pm 2...3\%$; діапазон струму потоку $I_{ном} = 50...400 \text{ мА} \pm 1-5\%$.

Залишковий тиск у вакуумній камері необхідний для роботи гармати становить $p_0 = (3...5) \cdot 10^{-4} \text{ Па}$. Відстань від електронної гармати до об'єкта обробки може змінюватися у межах $H = 10...60 \text{ мм} \pm 0,1 \text{ мм}$.

Прискорююча напруга до 10 кВ забезпечує енергію електронам, якої достатньо для розігріву поверхні матеріалу у вакуумі до температур 800...1500°C.

У якості матеріалу обробки використано пластини із технічного кремнію Кр0 товщиною 2 мм, пластини товщиною 2 мм зі сталі 12Х18Н10Т та сітка зі сталі Х18Н10Т (крок комірки 60 мкм, діаметр дроту сітки 60 мкм). Об'єкт обробки може переміщуватися під гарматою зі швидкістю $v_{ном} = 0...20 \text{ см/с}$. Схеми обробки поверхонь об'єктів стрічковим електронним потоком представлені в роботах [8, 9].

Якість мікрообробки визначається станом технологічного середовища (залишковим тиском, температурою нагріву та охолодження виробів), досконалістю інструмента обробки – електронної гармати та електронного потоку, а також обладнанням і програмним продуктом, які забезпечують гнучкі та якісні режими мікрообробки. Поверхня матеріалу оплавляється електронним потоком на глибину до 200 мкм, а охолодження є кінцевою стадією формування модифікованого поверхневого шару.

Дослідження поверхні катоду, залишкового нанорельєфу поверхонь скла після електронно-променевої мікрообробки проводили за допомогою атомно-силового мікроскопу (АСМ) "NT-206" (виробник: ТДВ "Микротестмашины", Білорусь) за відповідними методиками з використанням кремнієвих зондів "Ultrasharp CSC12" (виробник: "Mikromasch", Німеччина) [10].

До складу приладу входять система мікропозиціонування і вбудований оптичний довгофокусуєчий мікроскоп Logitech (виробник: "Logitech Inc", США), які дозволяють відновити положення зонду на поверхні зразка при повторному дослідженні з точністю $\pm 10 \text{ мкм}$.

Після впливу електронів, при відносній нерухомості гармати і об'єкта обробки, на поверхні матеріалів спостерігалися зони від термічного впливу у вигляді смуг, які досліджувалися за геометрією, кольором і слідами плавлення [11].

Експериментальна схема для визначення характеристик гармати наведена на рис.1.

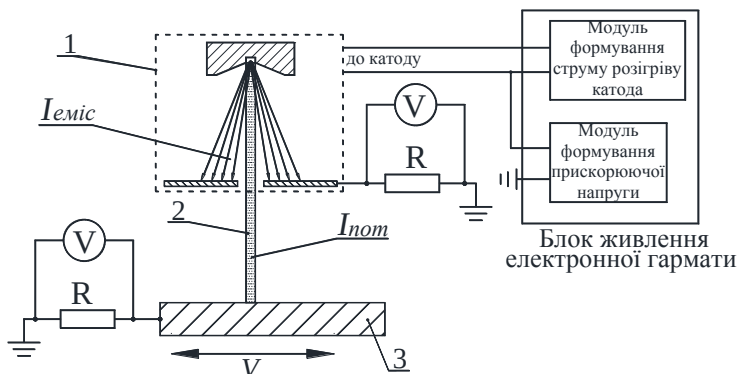


Рисунок 1 – Схема зондування електронного потоку стрічкової форми:
1 – електронна гармата Пірса, 2 – стрічковий електронний потік, 3 – рухома платформа, I_{nom} – струм електронного потоку; $I_{emіc}$ – струм емісії катоду

Результати експерименту та їх обговорення. Джерелом випромінювання електронів є дрітаний вольфрамовий катод діаметром 0,5 мм. До основних експлуатаційних параметрів катоду відноситься: струм емісії I_e , струм розжарення катоду I_k , термін служби t_k , точність юстування та ефективність катоду η .

Високі температури катоду ($T = 2100 \dots 2200^\circ\text{C}$) та періодичний контакт з атмосферою призводить до ерозії його поверхні (рис. 2.).

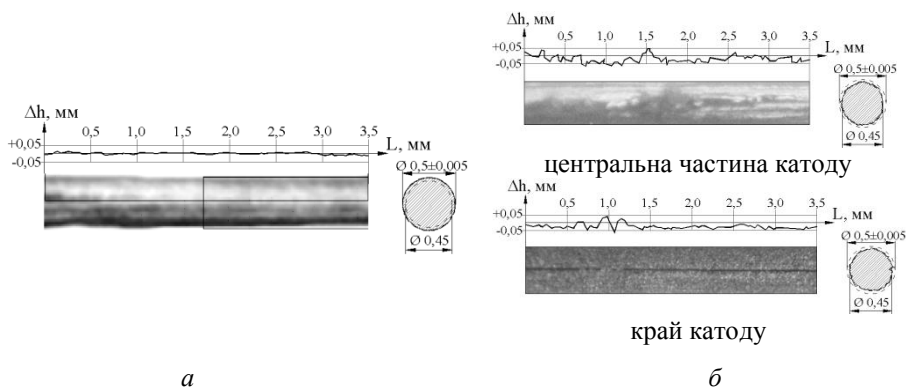


Рисунок 2 – Поверхня дрітального вольфрамового катоду (діаметр $D = 0,5$ мм; довжина робочої частини $L = 60$ мм; струм розігріву $I_f = 30$ А; тиск $p_0 = 0,5 \cdot 10^{-4}$ Па) до експлуатації (а) та після експлуатації (б) протягом 90 годин (78 циклів відкачування), профілограма та зображення отримані АСМ "NT-206V".

В роботі визначено термін ефективної експлуатації дротяних вольфрамових катодів марки ВА-1 діаметром 0,1...0,6 мм в умовах технології електронно-променевої мікрообробки поверхневий шар оптичних матеріалів, який становить 40...120 годин, обумовлений фізичним станом поверхні катода і визначається робочою температурою, струмом емісії, діаметром дроту, електричними характеристиками навантаження катода та часом його контакту з повітрям при технологічній розгерметизації вакуумної камери.

Ефективною експлуатацією катоду визначено період, протягом якого його діаметр зменшується не більше ніж на 10% [12].

Зменшення діаметру катоду пов'язане, у першу чергу, з нерівномірним випаровуванням матеріалу у зв'язку з непостійністю температури вздовж дроту. Ефективність катоду визначено, як відношення струму емісії катоду до потужності, яку витрачено на його розігрів.

Характерні сліди термічної дії електронної стрічки на металевій сітці представлені на рис.3.

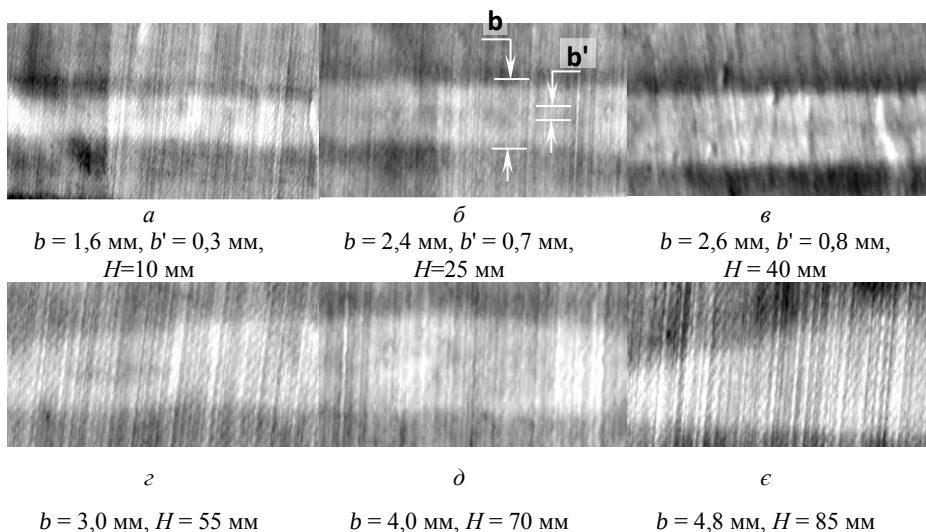


Рисунок 3 – Зовнішній вигляд зони від термічного впливу на поверхні сітки зі сталі 12X18N10T на відстані H від об'єкту дії до електронно-променевої гармати.

На рис.3 більш світлі зони відповідають більшій інтенсивності дії електронного потоку. Відхилення ширини електронного потоку по довжині, відносно розміру його центральної частини, для відстаней $H = 10...40 \text{ мм}$ не перевищує 2...5%, що дозволяє класифікувати електронний потік на поверхні виробу як стрічку.

Темна смужка в середині зони дії електронного потоку b' пояснюється наявністю двох максимумів інтенсивності дії потоку електронів, що

характерно для використаної електронно-оптичної системи і підтверджено теоретичними розрахунками [13] та експериментально [14]. Зовнішній вигляд поверхні кремнієвих пластини після дії потоку електронів представлений на рис.4.

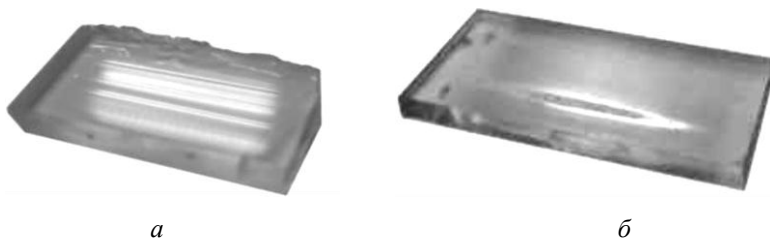
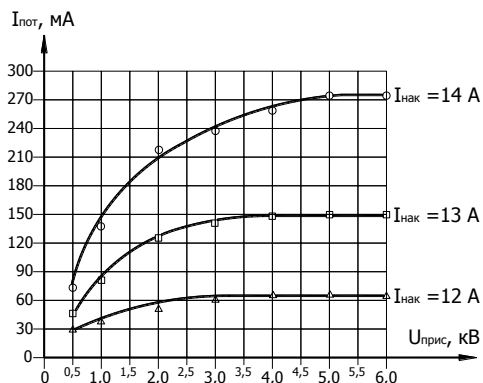


Рисунок 4 – Зовнішній вигляд поверхні кремнієвої пластини після дії електронного потоку: сканування по поверхні сформованим потоком (а); слід від нерухомого потоку ($T_0 = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$, $U_{np} = 4\text{--}5\text{ кВ}$, $I_{nom} = 100\text{ мА}$) (б).

Аналогічні результати з термічного впливу потоку отримані і на металевій (12Х18Н10Т) пластині показано на рисунку 5.



а



б

Рисунок 5 – Характерний вигляд зони від термічного впливу на поверхні пластини зі сталі 12Х18Н10Т (а) від дії електронного потоку (масштаб 10:1) та залежність струму електронного потоку I_{nom} від прискорюючої напруги $U_{прис}$ (б). Ширина щілини аноду $b_a = 2,0\text{ мм}$. Ширина електронного потоку $b = 2,4\text{ мм}$.

В ході проведених експериментальних досліджень визначені залежності ширини зони від термічного впливу b , центральної частини зони від термічного впливу b' і коефіцієнта зосередженості k_e від відстані до об'єкту (металева стрічка) дії $H_{обр}$, що наведені на рис.6.

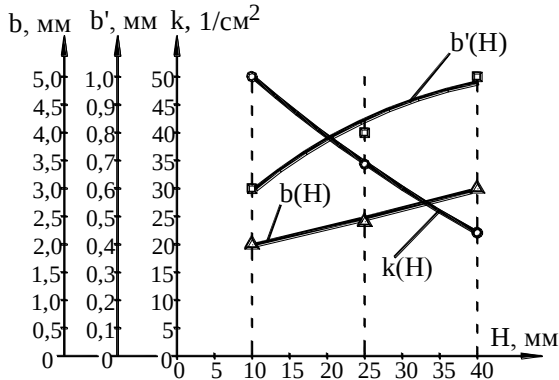


Рисунок 6 – Залежності ширини зони від термічного впливу b , центральної частини зони від термічного впливу b' і коефіцієнта зосередженості електронного потоку k_e від відстані до об'єкту дії ЕППГ $H_{обр}$.

Апроксимуючи експериментально отримані залежності ширини зони від термічного впливу і центральної частини зони від термічного впливу при відстані об'єкту обробки від електронно-променевої гармати $H_{обр}$ методом найменших квадратів отримали рівняння апроксимуючої кривої:

$$b(H_{обр}) = a_1 \cdot H_{обр} + a_2 \cdot H_{обр}^2, \quad b'(H_{обр}) = a_3 \cdot H_{обр} + a_4 \cdot H_{обр}^2.$$

Використовуючи залежність $b(H_{обр})$ і відому формулу $k_e = (2m^2)^{-1}$, де m – напівширина зони від термічного впливу ($m = \frac{1}{2} b$) отримали залежність коефіцієнта зосередженості електронного потоку k_e від відстані до об'єкту дії

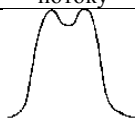
$$H_{обр}: k_e(H_{обр}) = a_1 \cdot H_{обр} + a_2 \cdot H_{обр}^2.$$

Результати, отримані за даною методикою добре узгоджуються з даними [15] для електронних пучків середніх енергій з круглою формою перерізу.

При переході електронного потоку з провідника на діелектрик, ширина стрічки змінюється, що підтверджується зондуванням потоку [16] та враховується при виборі режимів мікрообробки (таблиця.1).

Зміна ширини електронного потоку пов'язана з дією негативного поверхневого заряду, що накопичується на діелектричній поверхні.

Таблиця 1. Приклад зміни ширини та форми електронного потоку при переході з поверхні металевої пластини на поверхню скла

Умови впливу електронного потоку	Форма електронного потоку	Ширина електронного потоку b , мм	Максимальна густина струму $j_{\text{макс}}$, мА/см ²
<u>На електропровідну поверхню</u> $H_{\text{обр}} = 20$ мм, $U_{\text{пр}} = 3$ кВ, $I_{\kappa} = 15$ А, $I_{\text{ном}} = 45$ мА		2	67
<u>На поверхню діелектрика</u> $H_{\text{обр}} = 20$ мм, $U_{\text{пр}} = 3$ кВ, $I_{\kappa} = 15$ А, $I_{\text{ном}} = 45$ мА, $T=800$ К		3,5	41

Як можна побачити з прикладів, наведених в таблиці 1, за однакових умов впливу електронного потоку на матеріали з різною природою електричної провідності, електронний потік на діелектричних матеріалах має більшу у 1,5...2 рази ширину зони впливу.

Це пов'язано, з поверхневою поляризацією матеріалу діелектрика концентрованим потоком електронів, що, в свою чергу, приводить до утворення поблизу поверхні матеріалу електронної хмари, яка грає роль розфокусованої електронної лінзи.

Таке «уширення» зони впливу електронного потоку на матеріалі при незмінному значенні питомої потужності веде до пропорційного зменшення максимальної густини струму (порівняно з електропровідними матеріалами) в 1,4...1,65 разів.

Це дозволяє застосовувати керований електронний потік при більш точній та «лагідній» мікрообробці діелектричних елементів пристроїв для адитивного виробництва.

Висновки Запропонована методика формування та керування електронно-променевою мікрообробкою елементів пристроїв для адитивного виробництва, в основі якої лежить метод зондування електронного потоку стрічкової форми та наступне дослідження зон термічного впливу на електропровідній та діелектричній поверхнях.

Розроблена схема дослідження електронного потоку стрічкової форми дозволила визначити термін ефективної експлуатації дрітчастих вольфрамових катодів в умовах електронно-променевої мікрообробки, який становить 40...120 годин.

Ефективною експлуатацією катоду визначено період, протягом якого його діаметр зменшується не більше ніж на 10%.

Досліджені режими роботи електронно-променевої гармати Пірса в залежності від її енергетичних характеристик за допомогою зон термічного

впливу на електропровідні (на прикладі пластин зі сталі 12Х18Н10Т) та на діелектричні поверхні (на прикладі пластин із технічного кремнію) дозволили встановити залежність коефіцієнта зосередженості електронного потоку від відстані від анода гармати до оброблюваної поверхні.

Показана можливість керування процесом електронної мікрообробки шляхом дослідження впливу геометричних (ширини та форми) та енергетичних (прискорюючої напруги, струму потоку) характеристик електронного потоку на метрологічні показники обробки, а також показано розфокушуючу дію поверхневого заряду на діелектричних поверхнях.

Список використаних джерел: 1. Коваленко Ю.І. Модифікація нанорельєфу на оптичному склі електронно-променевою мікрообробкою / Ю.І.Коваленко, М.О.Бондаренко, І.В.Яценко, М.П.Рудь [та ін.] // Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Черкаси: ЧДТУ, 2012. – №1 – С. 104-107. 2. Антонюк В.С. Підвищення мікротвердості та зносостійкості поверхонь елементів виробів з оптичного скла мікрообробкою електронним потоком у вакуумі / В.С.Антонюк, Ю.І.Коваленко, Ю.Ю.Бондаренко, М.О.Бондаренко // Вісник Житомирського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Житомир: ЖДТУ, 2015. – №1 (72) – С. 3-8. 3. Бондаренко М.О. Дослідження впливу низькоенергетичного електронного потоку на мікрогеометрію поверхонь п'єзокерамічних елементів / М.О.Бондаренко // Труды Одесского политехнического университета: науч. и производ.-практ. сборник по техн. и естест. наукам. – Одеса, 2009. – Вып. 2(32). – С. 149-153. 4. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник / Н.Н.Рыкалин, А.А.Углов, И.В.Зуев, А.Н.Кокора. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 5. Канашиевич Г.В. Спеціальні методи обробки оптичного скла / Г.В.Канашиевич, Д.І.Котельников, В.А.Вашенко; під ред. професора Д.І.Котельникова. – Чернігів: “Сіверська думка”, 2002. – 215 с. 6. Канашиевич Г.В. Электронная обработка оптических материалов / Г.В.Канашиевич, Д.И. Котельников // Электронная обработка материалов, 2002. – №2. – С.12-16. 7. Коваленко Ю.І. Дослідження та формування стрічкового електронного потоку для мікрообробки поверхонь матеріалів / М.П.Рудь, М.О.Бондаренко, Ю.І.Коваленко, І.В.Яценко [та ін.] // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2012. – №2 – С. 58-63. 8. Kovalenko Y.I. Study of ordered oxide patterns got on the dielectric surfaces with the combined electronic technology / Y.I.Kovalenko, M.A.Bondarenko, E.V.Vertsanova, I.V.Iatsenko [etc.] // Physics and technology of thin films and nanosystems: XIV Intern. conf.: thesis, May, 20-25, 2013. - Ivano-Frankivsk, 2013. – pp. 92. 9. Рудь М.П. Моделирование низькоенергетичної стрічкової електронної гармати Пірса методом кінцевих елементів / М.П.Рудь, Г.В.Канашиевич, М.О.Бондаренко, Ю.І.Коваленко // Наукові праці: науково-методичний журнал. – Вип. 179, Т.191. Комп'ютерні технології. – Миколаїв: В-во ЧДУ ім.Петра Могили, 2012. – С.28-31. 10. Білокінь С.О. Дослідження фізичних характеристик діелектричних поверхонь за допомогою діагностичного стенда на базі атомно-силового мікроскопа / С.О.Білокінь, М.О.Бондаренко, Ю.Ю.Бондаренко // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки: наук. збір. – Чернігів: Черніг. нац. технол. ун-т, 2015. – №2 (78). – С. 176-181. 11. Бондаренко М.О. Оптимізація параметрів стрічкового електронного потоку за допомогою зон термічного впливу / М.О.Бондаренко, В.А.Вашенко, Г.В.Канашиевич // Тези доповідей першої Міжнародної НТК “Машинобудування та металообробка – 2003”. – Кіровоград, 17-19 квітня 2003. – С.15-16. 12. Бондаренко М.О. Методика розрахунку дрютяного вольфрамового катоду електронної гармати Пірса / М.О.Бондаренко, Г.В.Канашиевич, В.П.Бойко // Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Черкаси: ЧДТУ, 2008. – №1. – С.113-116. 13. I. Yatsenko, V. Antonyuk, M. Bondarenko and V. Vashchenko, “Influence of Parameters by Electronic Ray on Properties of Superficial Layers of Optical Elements of Exact Instrument-making”, Int. J. for Science and Innovations for the Industry “Innovations in Discrete Productions”. 1, 13 – 15 (2015). 14. Rud M.P. The express-diagnostics of band electronic stream / M.P.Rud, V.P.Boyko, Yu.I.Kovalenko, [etc.] //

Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Черкаси: ЧДТУ, 2005. – №3. – С.49-51. 15. Кацман Ю.А. Электронные лампы высоких и низких частот / Ю.А.Кацман. – М.: Высшая школа, 1968. – 375 с. 16. Рудь М.П. Визначення розподілу густини струму стрічкового електронного потоку / Рудь М.П. // Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Черкаси: ЧДТУ, 2007. – Спецвипуск – С.148-150.

Bibliography (transliterated): 1. Kovalenko Ju.I. Modifikacija nanorel'efu na optichnomu skli elektronno-promenevoju mikroobrobkoju / Ju.I.Kovalenko, M.O.Bondarenko, I.V.Jacenko, M.P.Rud' □ta in.□ // Visnik Cherkas'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki. – Cherkasi: ChDTU, 2012. – №1 – S. 104-107. 2. Antonjuk V.S. Pidvishennja mikrotverdosti ta znosostijkosti poverhon' elementiv virobiv z optichnogo skla mikroobrobkoju elektronnim potokom u vakuumi / V.S.Antonjuk, Ju.I.Kovalenko, Ju.Ju.Bondarenko, M.O.Bondarenko // Visnik Zhitomir's'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki. – Zhitomir: ZhDTU, 2015. – №1 (72) – S. 3-8. 3. Bondarenko M.O. Doslidzhennja vplivu niz'koenergetichnogo elektronno potoku na mikrogeometriju poverhon' p'czokeramichnih elementiv / M.O.Bondarenko // Trudy Odesskogo politehnicheskogo universiteta: nauch. i proizvod.-prakt. zbirnik po tehn. i estest. naukam. – Odessa, 2009. – Vyp. 2(32). – S. 149-153. 4. Lazernaja i jelektronno-luchevaja obrabotka materialov: Spravochnik / N.N.Rykalin, A.A.Uglov, I.V.Zuev, A.N.Kokora. – M.: Mashinostroenie, 1985. – 496 s. 5. Kanashevich G.V. Special'ni metodi obrobki optichnogo skla / G.V.Kanashevich, D.I.Kotel'nikov, V.A.Vashhenko; pid red. profesora D.I.Kotel'nikova. – Chernigiv: “Sivers'ka dumka”, 2002. – 215 s. 6. Kanashevich G.V. Jelektronnaja obrabotka opticheskikh materialov / G.V.Kanashevich, D.I. Kotel'nikov // Jelektronnaja obrabotka materialov, 2002. – №2. – S.12-16. 7. Kovalenko Ju.I. Doslidzhennja ta formuvannja strichkovogo elektronno potoku dlja mikroobrobki poverhon' materialiv / M.P.Rud', M.O.Bondarenko, Ju.I.Kovalenko, I.V.Jacenko □ta in.□ // Novi materiali i tehnologii v metalurgii ta mashinobuduvanni. – Zaporizhzhja: ZNTU, 2012. – №2 – S. 58-63. 8. Kovalenko Y.I. Study of ordered oxide patterns got on the dielectric surfaces with the combined electronic technology / Y.I.Kovalenko, M.A.Bondarenko, E.V.Vertsanova, I.V.Iatsenko □etc.□ // Physics and technology of thin films and nanosystems: HIV Intern. conf.: thesis, May, 20-25, 2013. - Ivano-Frankivsk, 2013. – pp. 92. 9. Rud' M.P. Modeljuvannja niz'koenergetichnoi strichkovoї elektronnoi garmati Pirsia metodom kincevih elementiv / M.P.Rud', G.V.Kanashevich, M.O.Bondarenko, Ju.I.Kovalenko // Naukovi praci: naukovo-metodichnij zhurnal. – Vip. 179, T.191. Komp'juterni tehnologii. – Nikolaiv: V-vo ChDU im.Petra Mogili, 2012. – S.28-31. 10. Bilokin' S.O. Doslidzhennja fizichnih harakteristik dielektrichnih poverhon' za dopomogoju diagnostichnogo stenda na bazi atomno-silovogo mikroskopa / S.O.Bilokin', M.O.Bondarenko, Ju.Ju.Bondarenko // Visnik Chernigivs'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki: nauk. zbir. – Chernigiv: Chernig. nac. tehnol. un-t, 2015. – №2 (78). – S. 176-181. 11. Bondarenko M.O. Optimizacija parametriv strichkovogo elektronno potoku za dopomogoju zon termichnogo vplivu / M.O.Bondarenko, V.A.Vashhenko, G.V.Kanashevich // Tezi dopovidaj pershoї Mizhnarodnoї NTK “Mashinobuduvannja ta metaloobrobka – 2003”. – Kirovograd, 17-19 kvitnja 2003. – S.15-16. 12. Bondarenko M.O. Metodika rozrahunku drotjanogo vol'framovogo katodu elektronnoi garmati Pirsia / M.O.Bondarenko, G.V.Kanashevich, V.P.Bojko // Visnik Cherkas'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki. – Cherkasi: ChDTU, 2008. – №1. – S.113-116. 13. I. Yatsenko, V. Antonyuk, M. Bondarenko and V. Vashchenko, “Influence of Parameters by Electronic Ray on Properties of Superficial Layers of Optical Elements of Exact Instrument-making”, Int. J. for Science and Innovations for the Industry “Innovations in Discrete Productions”. 1, 13 – 15 (2015). 14. Rud M.P. The express–diagnostics of band electronic stream / M.P.Rud, V.P.Boyko, Yu.I.Kovalenko, □etc.] // Visnik Cherkas'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki. – Cherkasi: ChDTU, 2005. – №3. – S.49-51. 15. Kacman Ju.A. Jelektronnnye lampy visokih i nizkikh chastot / Ju.A.Kacman. – M.: Vysshaja shkola, 1968. – 375 s. 16. Rud' M.P. Vznachennja rozpodilu gustini strumu strichkovogo elektronno potoku / Rud' M.P. // Visnik Cherkas'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija: Tehnichni nauki. – Cherkasi: ChDTU, 2007. – Specvypusk – S.148-150.

УДК 621.7

Я.Н. ГАРАЩЕНКО, канд. техн. наук, Харьков, Украина

АНАЛИЗ ХАРАКТЕРИСТИК ПОСЛОЙНОГО ПОСТРОЕНИЯ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ОРИЕНТАЦИИ ИЗДЕЛИЯ В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ УСТАНОВКИ

Представлено результати дослідження можливостей статистичного аналізу характеристик шарів побудови виробу, одержуваного на основі вихідної 3D-моделі з використанням адитивних технологій. Тестова модель було досліджено в безлічі варіантів орієнтації у робочому просторі установки. Розсічення моделі для отримання набору шарів виконувалося за стратегіями з постійним і змінним кроком побудови. Одержані результати створюють основу для спільного виконання задач технологічної підготовки 3D-моделі.

Ключові слова: адитивні технології, технологічна підготовка, пошарове розсічення, точність формоутворення.

Представлено результаты исследования возможностей статистического анализа характеристик слоев построения изделия, получаемого на основе исходной 3D-модели с использованием аддитивных технологий. Тестовая модель была исследована во множестве вариантов ориентации в рабочем пространстве установки. Рассечение модели для получения набора слоев выполнялось по стратегиям с постоянным и переменным шагом построения. Полученные результаты создают основу для совместного решения задач технологической подготовки 3D-модели.

Ключевые слова: аддитивные технологии, технологическая подготовка, послойное рассечение, точность формообразования.

The study results of statistical analysis of characteristics of layered build of product on basis of original 3D model using additive technologies are presented. The test model was studied in a variety of orientation options in the installation workspace. Model slicing for obtaining a layer set was performed according to strategies with constant and variable step of the build. The results provide the basis for the joint solution of tasks of technological preparation of 3D-model.

Keywords: additive manufacturing, technological preparation, layered slicing, shaping accuracy.

Введение. Одними из основных задач подготовки к материализации изделия аддитивными технологиями являются послойное разделение исходной 3D модели, ориентация и ее размещение в рабочем пространстве установки [1]. При решении данных задач достаточно существенно определяется эффективность использования аддитивных технологий. Например, количество слоев влияет на время построения изделия. Точность послойного формообразования в основном определяется толщиной слоев и ориентацией поверхности, задаваемой при размещении в рабочем пространстве установки [2, 3]. Эффективность применения аддитивных технологий находится на крайне низком уровне, как по качеству получаемой поверхности так и по производительности и себестоимости изготовления [4]. Одним из объяснений такого обстоятельства является особенности технологии послойного построения изделий.

Анализ последних исследований и публикаций. Основная проблема применения аддитивных технологий заключается в том, что принято выполнять оптимизационные задачи технологической подготовки последовательно. В известных работах [5-7] задание рациональной ориентации изделия в рабочей области послойного построения выполняют с учетом выбранного одного или нескольких факторов [6]. Учитывая возможность применения общих критериев оценки эффективности использования аддитивных технологий, представляется целесообразным совместное выполнение рассматриваемых задач [1]. Также в таком случае появляются возможности для определения ранее не выявляемых областей оптимальных значений характеристик процесса послойного построения. Сделаны предположения, что на основе распределения шага построения по оси Z становится возможным совмещение задач с позиций обеспечения производительности. Учитывая определяющее влияние на шаг построения статистических характеристик распределения углов наклона нормалей поверхностей относительно оси Z в отдельности по слоям построения они также могут рассматриваться в качестве исследуемых признаков. Использование распределения характеристик сечения (площади, размеров и центра масс) может позволить реализовать совмещение задач с позиций рационального размещения и ориентации для обеспечения наибольшего относительного используемого (полезного) объема рабочего пространства установки.

В данной работе рассмотрена научная гипотеза о том, что статистический анализ характеристик слоев рассеечения 3D модели таких как шаг построения и площадь сечения позволяют создать основу для совместного решения технологических задач подготовки к получению изделия аддитивными технологиями для обеспечения заданной точности, уменьшения времени построения изделия и увеличения полезного используемого объема рабочего пространства установки.

Цель статьи – изучить возможности статистического анализа характеристик послойного построения изделия для создания основ совместного выполнения задач подготовки 3D-модели к изготовлению аддитивными технологиями.

Основная часть. Исследования выполнялись в системе технологической подготовки материализации сложных изделий аддитивными технологиями, разработанной на кафедре "Интегрированные технологии машиностроения" НТУ "Харьковский политехнический институт". Данная система позволяет выполнять оценку технологичности конструкции и эффективности решения задач технологической подготовки на основе статистического анализа исследуемых признаков полигональной, воксельной и послойной 3D модели изделия. Для решения поставленной задачи усовершенствована подсистема статистического послойного анализа. Вид

подсистемы с формой визуального анализа распределения исследуемых признаков слоев построения представлена на рис. 1.

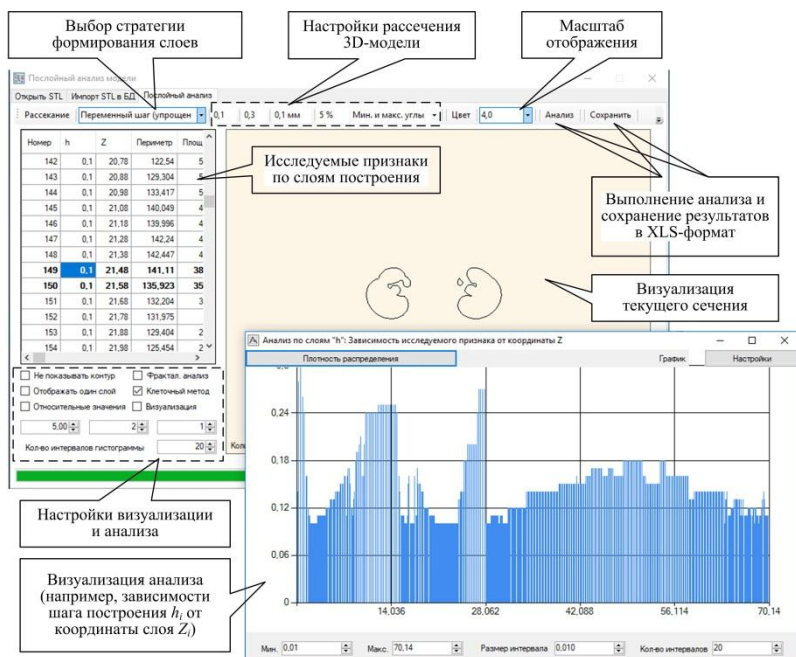


Рисунок 1 – Подсистема послойного анализа 3D-модели изделия

Разработанная подсистема предоставляет пользователю следующие основные возможности:

- создание набора слоев с 2D-сечениями на основе полигональной 3D-модели изделия (STL-файла) по заданной стратегии формирования (с постоянным или переменным шагом построения);
- визуализация контура сечения изделия для текущего слоя с учетом масштаба отображения;
- статистический анализ и построение гистограмм распределения исследуемых признаков (углов наклона нормалей граней пересекаемых слоев относительно оси Z и величин отклонений от правильной формы, вызванных формированием ступенек);
- определение основных статистических характеристик исследуемых признаков, которые выводятся в единую таблицу для всех слоев;
- вывод формы визуализации результатов анализа в виде плотности, интегральной функции вероятности или зависимости от координат слоев по оси Z .

Переход от исходной триангуляционной 3D-модели изделия к набору слоев выполнялся по процедурам, разработанным с учетом существующих работ [8-10], реализующих стратегии с постоянным и переменным шагом построения.

Исследование возможностей статистического анализа характеристик послойной 3D-модели выполнялось с использованием изделия, имеющего сложные по геометрии поверхности. В качестве тестовой модели выбрано изделие "Сувенир", представленное на рис. 2. Тестовая модель состоит из 207 024 треугольных граней (общая площадь $S_m \approx 11\,988\text{ мм}^2$), габаритные ее размеры по осям X , Y , Z – 72.97 мм, 51.27 мм, 70.13 мм.

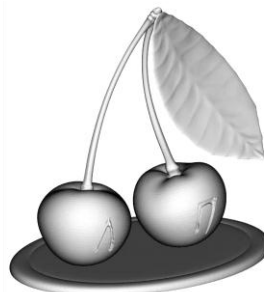


Рисунок 2 – Тестовая 3D-модель

Стратегия с постоянным шагом выполнялась при $h_i = 0.1$ мм. Стратегия с переменным шагом $h_i \in [0.1, 0.3]$ мм. Шаг построения определяется с учетом допустимой (максимальной) погрешности формирования поверхности $\Delta_s = 0.1$ мм по следующей зависимости:

$$h_i = \begin{cases} h_{\min}, & h_{iC} < h_{\min} \\ h_{iC}, & h_{\min} < h_{iC} < h_{\max} \\ h_{\max}, & h_{\max} < h_{iC} \end{cases}, \quad (1)$$

где h_{iC} – расчетная величина шага построения, $h_{iC} = \Delta_s / \cos \varphi_{NZ \min}$ [11];

$\varphi_{NZ \min}$ – минимальный угол наклона относительно оси Z нормали граней в текущем слое;

$h_{\min}$, $h_{\max}$ – предельно допустимые значения переменного шага построения, минимальное и максимальное соответственно.

На первом этапе исследования создавался набор 3D-моделей изделия с различной ориентацией в пространстве. Преобразование системы координат 3D-модели осуществлялось поворотом вокруг осей X и Y . Углы поворота $\alpha_{x,y} \in [0, 180)$ задавались с дискретностью 30° . В результате набор содержал 36 моделей изделия. На втором этапе путем рассечения 3D-модели по стратегии с постоянным или переменным шагом построения получали набор слоев. На третьем – статистический анализ распределения следующих исследуемых признаков послойных моделей: шаг построения h_i , отклонения от правильной формы поверхностей E_i , координаты слоев построения z_i , периметр контура слоя P_i , площадь сечений модели S_i . Также рассматривались общепринятые интегрированные показатели [11, 12]: количество слоев N_l и высота

построения H .

По результатам модельных исследований получены зависимости, которые являются частными для конкретного изделия (рис. 2). Такое обстоятельство требует выполнения предварительного подобного анализа каждой модели, поступающей для получения изделия аддитивными технологиями. Для ряда технологий количество слоев является основной характеристикой, определяющей время изготовления. Например, для технологии SLS время построения не существенно зависит от площади сечений и глубины спекаемого слоя, поэтому зависимость $T_{work} = f(N_l)$ приближенно имеет линейный вид [11].

На рис. 3 представлены графики зависимостей количества слоев построения N_l от углов α_x, α_y поворота системы координат 3D-модели изделия вокруг осей X и Y . Зависимости $N_l = f(\alpha_x, \alpha_y)$ рассматривались для двух стратегий рассечения 3D-модели изделия с постоянным (рис. 3 а) и переменным (рис. 3 б) шагом построения. При построении с постоянным шагом количество слоев N_l имеет прямую пропорциональную зависимость с высотой построения H . Высота построения в зависимости от ориентации изделия изменяется в следующих пределах $51.29 \div 80.83$ мм (среднеарифметическое значение $E\{H\} = 63.13$ мм). Для стратегии с переменным шагом количество слоев N_l определяется высотой построения изделия и его геометрической сложностью с учетом зависимости (1).

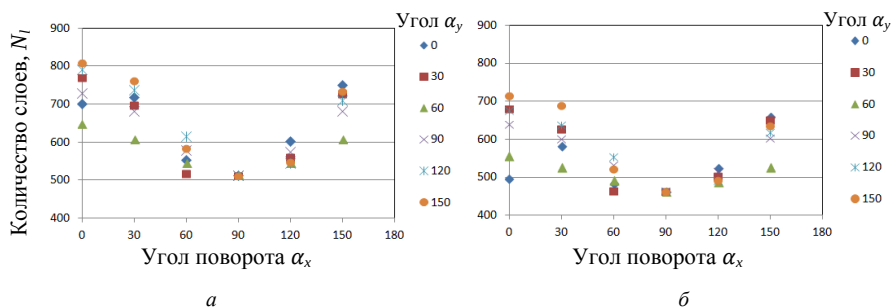


Рисунок 3 – Зависимость количества слоев построения N_l от углов α_x, α_y поворота системы координат модели при ее рассечении по стратегии:
а – постоянного шага; б – переменного шага

Модельные данные показывают, что стратегия с переменным шагом построения, определяемого по зависимости (1), позволяет уменьшить количество слоев на $8 \div 29\%$ в зависимости от ориентации изделия.

На рис. 4 представлены зависимости среднеарифметических значений шагов построения $E\{h\}$ от ориентации 3D-модели изделия при ее рассечении по стратегии переменного шага построения.

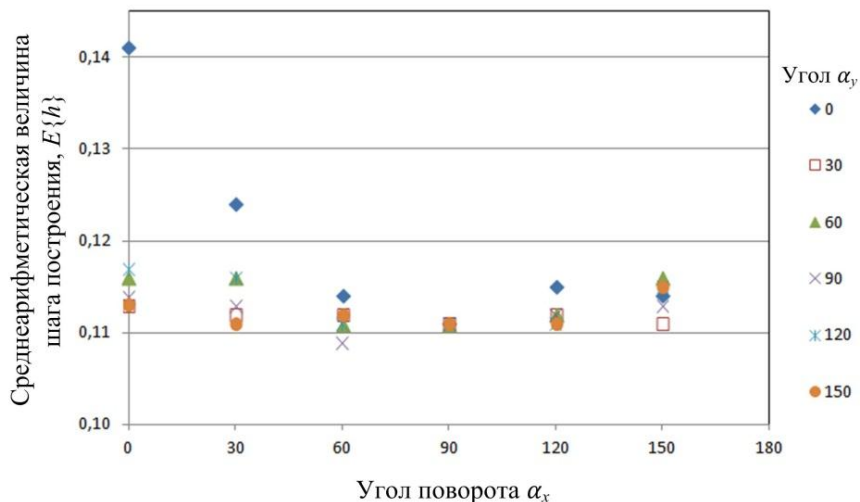
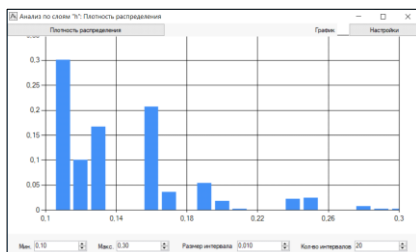


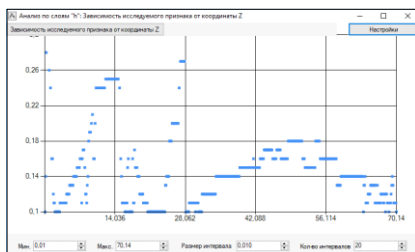
Рисунок 4 – Зависимость среднеарифметической величины шага построения $E\{h\}$ от углов α_x , α_y поворота системы координат 3D-модели

В зависимости от выбранного критерия оптимизации N_i , H_i и $E\{h_i\}$, елеп получены отличающиеся варианты рациональной ориентации 3D-модели. Поэтому такой критерий необходимо выбирать с учетом условий получения изделия (единичной или массовой загрузки изделиями установки). При изготовлении одного изделия целесообразно оптимизацию углов поворота модели α_x , α_y осуществлять по количеству слоев N_i (при стратегии с переменным шагом) или высоте построения H_i (при стратегии с постоянным шагом). В случае совместного изготовления нескольких изделий с целью обеспечения наибольшей удельной производительности следует оптимизацию осуществлять по величине $E\{h_i\}$.

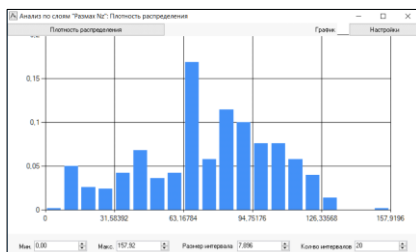
С целью повышения информативности статистического анализа исследуемых признаков послойной модели предусмотрены в разработанной системе (рис. 1) инструменты для визуального анализа с расширенными возможностями для настроек графиков. На рис. 5 представлены примеры гистограмм распределения исследуемых признаков слоев и их взаимосвязи с координатами плоскостей рассеяния 3D-модели Z_i . Наиболее презентабельными для визуального анализа являются следующие характеристики: шаг построения h_i , углы наклона относительно оси Z нормалей поверхностей N_z , погрешность формы Δ_s , координаты плоскостей рассеяния Z_i , периметры контуров сечений p_i , площади сечений S_i .



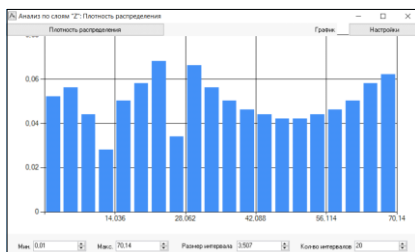
а



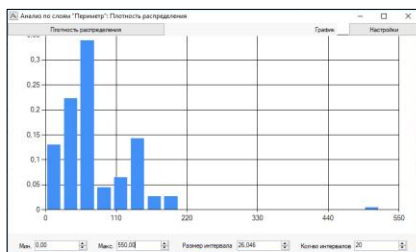
б



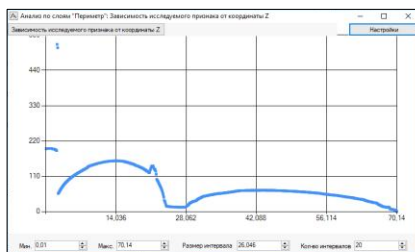
в



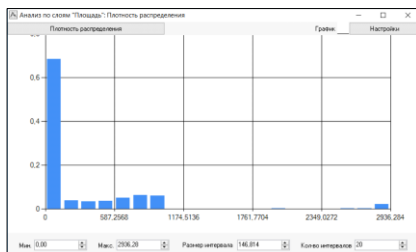
г



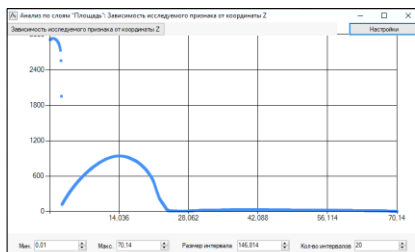
д



е



ж



з

Рисунок 5 – Визуальный анализ исследуемых признаков 3D-модели:

а, в, г, д, ж – гистограммы плотности распределения величин шага построения h_i , размаха углов наклона относительно оси Z нормалей поверхностей 3D-модели ΔN_z , координат плоскостей рассечения 3D-модели Z_i , периметра контуров сечений p_i , площади сечений S_i ; б, е, з – зависимости $h_i = f(Z_i)$, $p_i = f(Z_i)$, $S_i = f(Z_i)$

Исходя из особенностей методов послойного построения изделий и требований к задачам технологической подготовки можно сделать следующие предположения об информативности выбранных исследуемых признаков:

- плотность распределения шагов построения h_i (рис. 5а) для оценки эффективности используемой стратегии послойного рассечения;
- зависимости $h_i = f(Z_i)$ и $S_i = f(Z_i)$ (рис. 5б, з) и плотность распределения величин h_i (рис. 6) и площади сечений S_i (рис. 5ж) для оценки эффективности ориентации (задача определения рациональных значений углов α_x, α_y) на основе определения соответствия распределения слоев по оси Z изделия и рабочего пространства установки (с размещенными изделиями);
- плотность распределения основных статистических характеристик угла наклона относительно оси Z нормалей $\varphi_{NZ \min}$ поверхностей по слоям (рис. 5в) для обоснованной оценки эффективности стратегии послойного рассечения с учетом геометрической сложности поверхностей изделия;
- плотность распределения периметров контуров сечений p_i (рис. 5д) и взаимосвязь $p_i = f(Z_i)$ в дополнение к $S_i = f(Z_i)$ (рис. 5е, з) позволяет оценивать сложность изделия;
- плотность распределения плоскостей рассечения Z_i (рис. 5г) аналогична по информативности с $h_i = f(Z_i)$ (рис. 5б) благодаря обратной взаимосвязи.

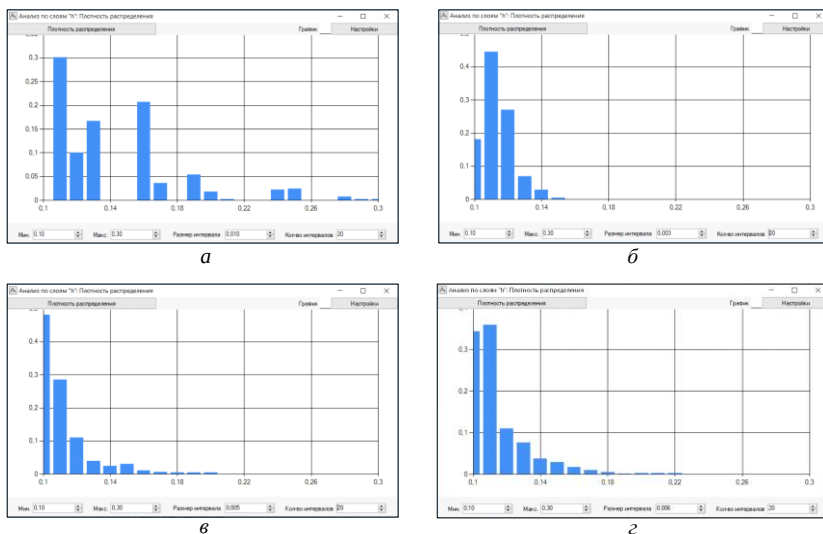


Рисунок 6 – Гистограммы плотности распределения величин шага построения h_i в зависимости от углов поворота системы координат 3D-модели изделия:

а – $\varphi_X = 0, \varphi_Y = 0$; б – $\varphi_X = 0, \varphi_Y = 30$; в – $\varphi_X = 90, \varphi_Y = 0$; г – $\varphi_X = 0, \varphi_Y = 90$

На рис. 5 представлены результаты анализа одного варианта ориентации. Визуальный анализ исследуемых признаков массива вариантов ориентации подтверждает их информативность для определения рациональных значений углов поворота модели α_x, α_y . Модальные величины на гистограммах плотности распределения величин шага построения h_i и их частоты (рис. 6) позволяют судить об эффективности выбранной ориентации модели изделия. Например, вариант распределения, представленный на рис. 6а, является наиболее рациональным в условиях получения нескольких изделий при однократной загрузке установки.

Сравнительный анализ распределений исследуемых величин по вариантам ориентации модели изделия получается достаточно информативным при использовании диаграмм размаха "Box Whiskers". Такие диаграммы показывают информацию по квартилям распределения исследуемых величин. Сравнение на одной диаграмме нескольких вариантов ориентации по значениям квартилей распределения величин шага построения (рис. 7) расширяет возможности визуального анализа.

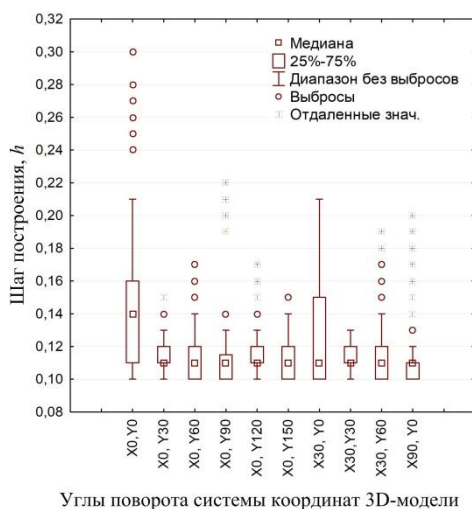


Рисунок 7 – Диаграмма размаха шагов построения h_i в зависимости от углов поворота системы координат 3D-модели изделия

Представленные варианты $h_i = f(Z_i)$ и $S_i = f(Z_i)$ для различных ориентаций изделия (рис. 8, 9) показывают достаточно существенное изменение вида зависимостей. Такие примеры подтверждают достаточно широкие возможности для регулирования характеристик h_i и S_i по оси Z с целью оптимального совмещения с соответствующими распределениями изделий размещенных в рабочем пространстве установки.

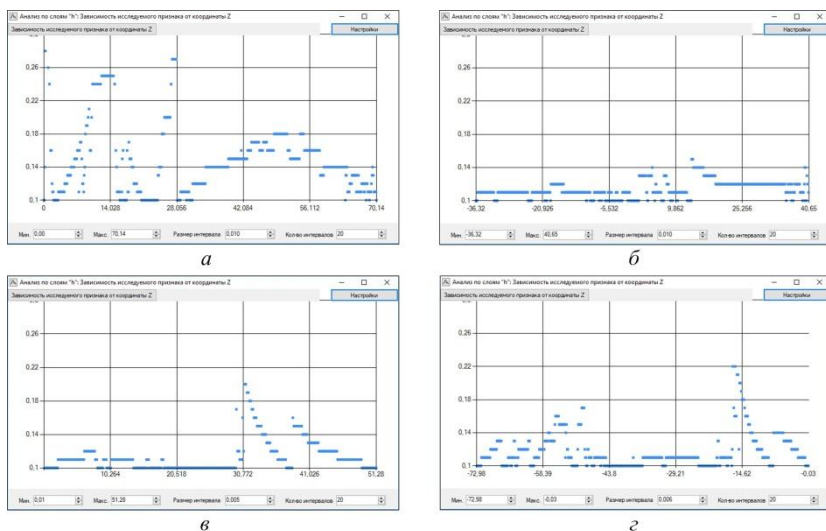


Рисунок 8 – Зависимости шага построения h_i от координат Z_i плоскостей рассечения 3D-модели изделия при следующих углах поворота:
 а – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 0$; б – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 30$; в – $\varphi_X = 90$, $\varphi_Y = 0$; г – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 90$

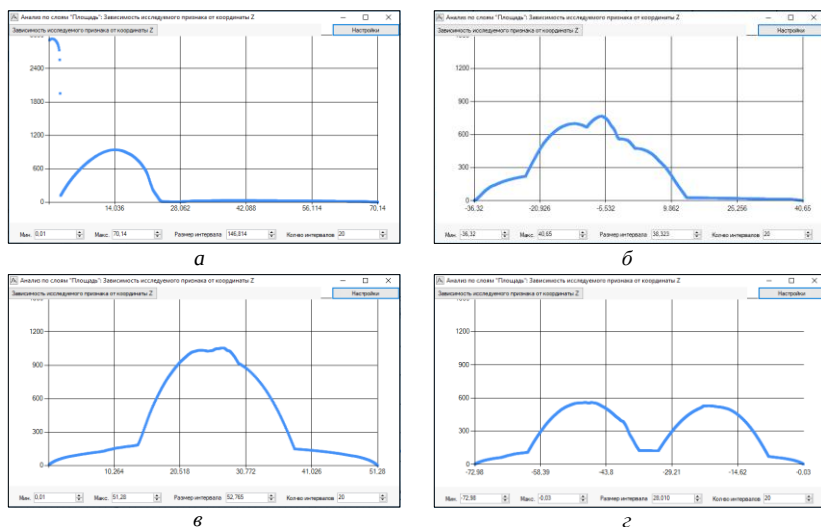


Рисунок 9 – Зависимости площади сечений S_i от координат Z_i плоскостей рассечения 3D-модели изделия при следующих углах поворота:
 а – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 0$; б – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 30$; в – $\varphi_X = 90$, $\varphi_Y = 0$; г – $\varphi_X = 0$, $\varphi_Y = 90$

В представленных вариантах ориентации изделия (рис. 8) большая часть (75÷100%) шагов построения находится в интервале 0.10÷0.16 мм при максимально допустимой величине $h_{\max} = 0.3$ мм. При этом статистические характеристик площади сечений S_i (рис. 9) изменяются в следующих диапазонах: среднее арифметическое $E\{S_i\} \approx 281.4 \div 425.6 \text{ мм}^2$; медиана $Me\{S_i\} \approx 26.5 \div 302.6 \text{ мм}^2$; максимальная величина $\max\{S_i\} \approx 560.2 \div 2936.3 \text{ мм}^2$. В результате путем задания рациональной ориентации возможно изменение распределения площади сечений в широком диапазоне ($Me\{S_i\}$ в 11.4 раз). Такие возможности позволяют совмещать задачу определения ориентации с размещением изделия в рабочем пространстве установки на основе распределения площади сечений слоев построения S_i .

Анализ других изделий показывает существенное влияние геометрической сложности изделия на степень влияния ориентации, на возможности изменения вида зависимости $S_i = f(Z_i)$ и площади сечений. Можно сделать предположение, что на основе полученных модельных данных (рис. 8, 9) возможно обоснованное применение декомпозиции изделия с целью подбора частей изделия с необходимыми характеристиками для оптимального размещения в рабочем пространстве (с целью наибольшего его заполнения).

Выполнялась верификация послойной модели путем оценки отклонений от правильной формы Δ_S заданной 3D-моделью изделия. Величина Δ_S в соответствии с (1) зависит от угла наклона относительно оси Z вектора нормали поверхности и шага построения [11]. Примеры распределения погрешностей формообразования (отклонений от правильной формы) применительно к исходной 3D-модели представлены на рис. 10.

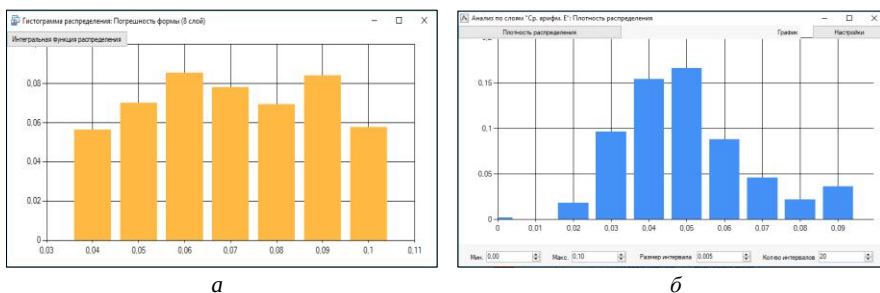


Рисунок 10 – Плотности распределения исследуемых признаков послойной модели:
 а – отклонений от правильной формы Δ_S в 8-м слое; б – средних арифметических величин Δ_S по слоям построения

Анализ отклонений от правильной формы Δ_S для моделей с различной ориентацией позволил выявить следующие диапазоны изменения в статистических характеристиках слоев построения: по средней

арифметической величине $E\{\Delta_S\} \approx 0.018 \div 0.099$ мм; среднеквадратическому отклонению $\sigma\{\Delta_S\} \approx 0.001 \div 0.044$ мм; медиане $Me\{\Delta_S\} \approx 0 \div 0.104$ мм; максимальной величине $\max\{\Delta_S\} \approx 0.019 \div 0.150$ мм. Полученные характеристики указывают на существенную неравномерность отклонений Δ_S по поверхности 3D-модели изделия.

Полученные результаты модельных исследований подтверждают правильность выбранного направления исследования для создания основ комплексного решения оптимизационных задач. С этой целью возникает потребность в количественной оценке сравнительного анализа гистограмм распределения исследуемых признаков.

Выводы по результатам исследования. Возможности статистического анализа характеристик слоев расщечения 3D-модели, таких как шаг построения и площадь сечения, позволяют создать основу для совместного решения задач подготовки к получению изделия аддитивными технологиями по общему критерию оптимизации.

Выбор критерия оптимизации существенно влияет на определяемый вариант рациональной ориентации 3D-модели изделия. Поэтому такой критерий необходимо выбирать с учетом условий получения изделия (единичной или массовой загрузки изделиями установки). При изготовлении одного изделия целесообразно оптимизацию углов поворота модели осуществлять по количеству слоев или высоте построения. В случае совместного изготовления нескольких изделий с целью обеспечения наибольшего заполнения рабочего пространства следует оптимизацию осуществлять:

- по среднеарифметической величине шага построения;
- по виду распределения шага построения;
- по соответствию (минимизации отклонений) зависимости шага построения от координаты плоскости сечения изделия и рабочего пространства установки (загруженного изделиями).

Дальнейшее исследование следует направить на решение задачи сравнительного анализа распределений исследуемых признаков на основе применения ряда критериев проверки их закона.

Список использованных источников: 1. Zhang Y., Bernard A. AM Feature and Knowledge Based Process Planning for Additive Manufacturing in Multiple Parts Production Context, In Proceedings of 25th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium, 2014, pp. 1259–1276. 2. Byun H.S., Lee K.H. Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. Int J Adv Manuf Technol, 2006, 28, pp. 307–313. – DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. 3. Canellidis V., Giannatsis J., Dedoussis V. Genetic-algorithm-based multi-objective optimization of the build orientation in stereolithography. Int J Adv Manuf Technol, 2009, 45, pp. 714–730. – DOI: 10.1007/s00170-009-2006-y. 4. Martin Baumer. Economic aspects of additive manufacturing: benefits, costs and energy consumption. A Doctoral Thesis. Submitted in partial fulfillment of the requirements for the award of Doctor of Philosophy of Loughborough University, 2012, 266 p. – <https://dspace.lboro.ac.uk/2134/10768>. 5. Byun H.S., Lee K.H. Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. Int J Adv Manuf Technol, 2006, 28, pp. 307–313. –

DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. **6. Pandey P.M.** Optimal part deposition orientation in FDM by using a multi-criteria Genetic Algorithm / P.M. Pandey, K. Thrimurtullu, N.V. Reddy // Int. J. of Production Research. -2004. - Vol. 42. - No. 19. - pp. 4069-4089. **7. Paramita Das, Ramya Chandran, Rutuja Samant, Sam Anand,** Optimum Part Build Orientation in Additive Manufacturing for Minimizing Part Errors and Support Structures, Procedia Manufacturing, Vol. 1, 2015, pp. 343-354. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.promfg.2015.09.041>. **8. Pulak Mohan Pandey, N. Venkata Reddy, Sanjay G. Dhande,** Slicing procedures in layered manufacturing: a review, Rapid Prototyping Journal, Vol. 9 Issue: 5, 2003, pp. 274-288, <https://doi.org/10.1108/13552540310502185>. **9. Абдурайимов Л.Н.** Адаптивное разделение на слои исходной 3D модели изделия в технологиях быстрого прототипирования и изготовления / Л.Н. Абдурайимов // Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. Технические науки. - Симферополь: НИЦ КИПУ, 2009. - Вып. 18. - С. 15-20. **10. O. Topçu, Y. Taşcıoğlu and H. Ö. Ünver** “A Method for Slicing CAD Models in Binary STL Format” 6th International Advanced Technologies Symposium (IATS'11), 16-18 May 2011. **11. Витязев Ю.Б.** Расширение технологических возможностей ускоренного формообразования способом стереолитографии: Дис... канд. техн. наук: 05.02.08. - Харьков, 2004. - 228 с. **12. Чернышов С.И.** Повышение эффективности интегрированных технологий послойного выращивания изделий на основе статистического прогнозирования: дис... канд. техн. наук: 05.02.08. - Харьков, 2006. - 327 с.

Bibliography (transliterated): **1. Zhang Y., Bernard A.** AM Feature and Knowledge Based Process Planning for Additive Manufacturing in Multiple Parts Production Context, In Proceedings of 25th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium, 2014, pp. 1259–1276. **2. Byun H.S., Lee K.H.** Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. Int J Adv Manuf Technol, 2006, 28, pp. 307–313. – DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. **3. Canellidis V., Giannatsis J., Dedoussis V.** Genetic-algorithm-based multi-objective optimization of the build orientation in stereolithography. Int J Adv Manuf Technol, 2009, 45, pp. 714–730. – DOI: 10.1007/s00170-009-2006-y. **4. Martin Baumer.** Economic aspects of additive manufacturing: benefits, costs and energy consumption. A Doctoral Thesis. Submitted in partial fulfillment of the requirements for the award of Doctor of Philosophy of Loughborough University, 2012, 266 p. – <https://dspace.lboro.ac.uk/2134/10768>. **5. Byun H.S., Lee K.H.** Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. Int J Adv Manuf Technol, 2006, 28, pp. 307–313. – DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. **6. Pandey P.M.** Optimal part deposition orientation in FDM by using a multi-criteria Genetic Algorithm / P.M. Pandey, K. Thrimurtullu, N.V. Reddy // Int. J. of Production Research. -2004. - Vol. 42. - No. 19. - pp. 4069-4089. **7. Paramita Das, Ramya Chandran, Rutuja Samant, Sam Anand,** Optimum Part Build Orientation in Additive Manufacturing for Minimizing Part Errors and Support Structures, Procedia Manufacturing, Vol. 1, 2015, pp. 343-354. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.promfg.2015.09.041>. **8. Pulak Mohan Pandey, N. Venkata Reddy, Sanjay G. Dhande,** Slicing procedures in layered manufacturing: a review, Rapid Prototyping Journal, Vol. 9 Issue: 5, 2003, pp. 274-288, <https://doi.org/10.1108/13552540310502185>. **9. Abdurajimov L.N.** Adaptivnoe razdelenie na sloi ishodnoj 3D modeli izdelija v tehnologijah bystrogo prototipirovanija i izgotovlenija / L.N. Abdurajimov // Uchenye zapiski Krymskogo inzhenerno-pedagogicheskogo universiteta. Tehnicheskie nauki. – Simferopol': NIC KIPU, 2009. – Vyp. 18. – S. 15-20. **10. O. Topçu, Y. Taşcıoğlu and H. Ö. Ünver** “A Method for Slicing CAD Models in Binary STL Format” 6th International Advanced Technologies Symposium (IATS'11), 16-18 May 2011. **11. Vitjazev Ju.B.** Rasshirenije tehnologicheskikh vozmozhnostej uskorenogo formoobrazovanija sposobom stereolitografii: Dis... kand. tehn. nauk: 05.02.08. - Har'kov, 2004. - 228 s. **12. Chernyshov S.I.** Povyshenie jeffektivnosti integrirovannyh tehnologij poslojnogo vyrashhivaniya izdelij na osnove statisticheskogo prognozirovaniya: dis... kand. tehn. nauk: 05.02.08. - Har'kov, 2006. – 327 s.

УДК 621.9.048

А.В. МИЦЫК, канд. техн. наук,

В.А. ФЕДОРОВИЧ, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ЭФФЕКТА МУЛЬТИЭЛЕМЕНТНОГО ГРУППОВОГО ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА РАБОЧУЮ СРЕДУ ПРИ ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ВИБРООБРАБОТКЕ

Визначено сутність ефекту мультиелементного групового енергетичного впливу на робоче абразивне середовище в резервуарі вібростата. Наведено особливості застосувати традиційного способу віброобробки. Викладена характеристика та особливості мультиенергетического способу віброобробки і представлено регламент його здійснення. Уточнено приріст зйому металу від ефекту мультиелементного впливу на робоче середовище.

Ключові слова: мультиелементний груповий енергетичний вплив; віброобробка; робоче середовище; мультиенергетичний спосіб.

Определена сущность эффекта мультиэлементного группового энергетического воздействия на рабочую абразивную среду в резервуаре вибростанка. Приведены особенности применения традиционного способа виброобработки. Изложена характеристика и особенности мультиэнергетического способа виброобработки и представлен регламент его осуществления. Уточнен прирост съема металла от эффекта мультиэлементного воздействия на рабочую среду.

Ключевые слова: мультиэлементное групповое энергетическое воздействие; виброобработка; рабочая среда; мультиенергетический способ.

The effect essence of multi-element group energy impact on working abrasive medium in reservoir of vibration machine has been determined. The peculiarities of application of traditional method of vibration treatment have been given. The characteristics and features of multi-energy method of vibration treatment have been described and its implementation procedure has been presented. The increase of metal removal due to effect of multi-element impact on working medium has been specified.

Key words: multi-element group energy impact; vibration treatment; working medium; multi-energy method.

Общие положения

При реализации мультиэнергетической технологии отделочно-зачистной виброобработки предусматривается эффект мультиэлементного группового энергетического воздействия на рабочую среду, помещенную в резервуар вибростанка, что обеспечивается за счет комбинирования различных схем одновременного энергетического воздействия, как автономно движущихся рабочих поверхностей резервуара, так и поверхностей деталей, закрепленных внутри резервуара на специальном приспособлении [1].

При этом динамическое мультиэлементное групповое воздействие на рабочую среду осуществлялось под влиянием вибрационных вертикальных и

горизонтальных сил, центробежных сил, комбинированных вибрационных и центробежных, а также гидродинамических сил.

Характеристика и особенности традиционного способа виброобработки

В практике виброобработки применяется традиционный способ, при котором обрабатываемые детали по отдельности или пакетом устанавливают в приспособлении на вертикальном шпинделе, который приводят во вращательное движение и погружают в рабочую зону подпружиненного резервуара заполненного рабочей средой, совершающей плоские колебательные движения. В циркуляционных потоках содержимого резервуара микрорезанием и упругопластическим деформированием проводят обработку, удаляют дефектный слой металла, уменьшают шероховатость поверхности и упрочняют ее [2, 3].

Однако, несмотря на широкое промышленное внедрение, упомянутый способ недостаточно эффективен для номенклатуры корпусных деталей сложной формы, образованной сопряжением цилиндрических и других криволинейных поверхностей, а также сложнопрофильных конструкций детали типа тело вращения.

Обработка таких деталей в условиях традиционного вибрационного воздействия рабочей среды не обеспечивает без значительного в 2...4 раза повышения машинного времени обработки полного удаления дефектов в труднодоступных для гранул среды местах поверхности детали, таких как ниши, карманы, глухие отверстия и др., что делает способ экономически не целесообразным.

Основной причиной низкой производительности обработки является недостаточная кинематическая активность гранул среды в их циркуляции. В этой связи рабочей среде требуется сообщить дополнительное осциллирующее движение, которое формируется при динамическом влиянии на среду комбинированной схемы энергетических воздействий.

Характеристика и особенности мультэнергетического способа виброобработки

Обрабатываемые детали по отдельности или пакетами устанавливают на расположенным по концентрическим окружностям пальцам многоместного, установленного на виброгасителях приспособления, связанного со шпинделем вибростанка зубчатой передачей двухпарного зацепления зубчатых колес.

При погружении в рабочую зону резервуара, а также выхода из нее до и после обработки, приспособление имеет возможность вращательного и одновременно колебательного движения, возбуждаемого в горизонтальной плоскости. Колебания возбуждаются инерционным вертикальным вибровозбудителем, расположенным на шпинделе вибростанка вне рабочей зоны резервуара.

Рабочую среду, загруженную в резервуар, одновременно уплотняют колебательным и вращательным движением обрабатываемых деталей и разуплотняют струйным движением потоков жидкости, периодически подавая ее в резервуар и регулируя давление и расход из условия технологической необходимости изменения состояния среды от равновесного до псевдосжиженного.

При таком оформлении механизма виброобработки, который сопровождается, одновременным воздействием на рабочую среду и обрабатываемые детали энергией вибрационных и центробежных сил⁰, а также сил струйного воздействия движущихся потоков жидкости, в резервуаре формируется комбинированная схема энергетических воздействий, создающих единый циркуляционный характер движения гранул среды, свободно проникающей ко всем труднодоступным поверхностям обрабатываемых деталей, что приводит к высокой интенсивности обработки. Управление обработкой осуществляют при выборе рациональных параметров колебательного и вращательного движения шпинделя с обрабатываемыми деталями, а также давления и расхода жидкости, подаваемой в резервуар вибростанка.

Мелкодисперсную рабочую среду в виде шлифзерна зернистостью 200...40 и шлифпорошков зернистостью 32...16, технического стекла, фарфора и др. с размером гранул не более 2 мм помещают в смонтированный на жесткой опоре цилиндрический резервуар, по площади основания которого симметрично установлены гидродинамические устройства, с помощью которых формируют струйное движение потоков подаваемой под давлением жидкости.

Шпинделю вибростанка сообщают одновременное вращательное движение со скоростью 31,5...1400 об/мин и колебательное движение с амплитудой 0,2...3,0 мм и частотой 30...70 Гц. Далее шпиндель с обрабатываемыми деталями погружают в резервуар с рабочей средой, находящийся в псевдосжиженном состоянии. При этом происходят процессы микрорезания и упругопластического деформирования, управление которыми, а также расширение их технологических возможностей производится за счет использования рациональных сочетаний скорости вращения шпинделя, амплитудно-частотных характеристик колебательного движения инерционного вибровозбудителя и давления жидкости в потоках струйного движения.

Наименьшее расстояние L в рабочей зоне резервуара, свободная от обрабатываемых деталей, с целью обеспечения равномерности перехода рабочей среды из равновесного состояния в псевдосжиженное, выбирается из условия $L \geq b$, где b – наибольший габаритный размер обрабатываемой детали, высота H резервуара из условия обеспечения равномерности псевдосжиженной среды на всех уровнях распространения струйного

движения жидкости не превышает $(2...2,5)R$, то есть $H \leq (2...2,5)R$, где R – радиус основания резервуара.

Регламент осуществления мультиэнергетического способа обработки

Усовершенствованный традиционный способ виброобработки, названный мультиэнергетическим, осуществляется на лабораторно-промышленном вибростанке, принципиальная схема и общий вид (рис. 1) [4].

Обрабатываемые детали устанавливают на установочных пальцах многоместного приспособления, смонтированного на жестком основании.

Шпиндель с приспособлением и обрабатываемыми деталями помещают в рабочую зону резервуара, заполненного мелкодисперсной рабочей средой, которую плоскими колебаниями деталей уплотняют до состояния, при котором еще не наступает затухание относительного перемещения и взаимного давления среды и деталей. К гидродинамическим устройствам под давлением подают жидкость и регулируя ее расход струйным движением потоков разуплотняют рабочую среду до состояния псевдосжиженности. В результате микрорезанием и упругопластическим деформированием проводят

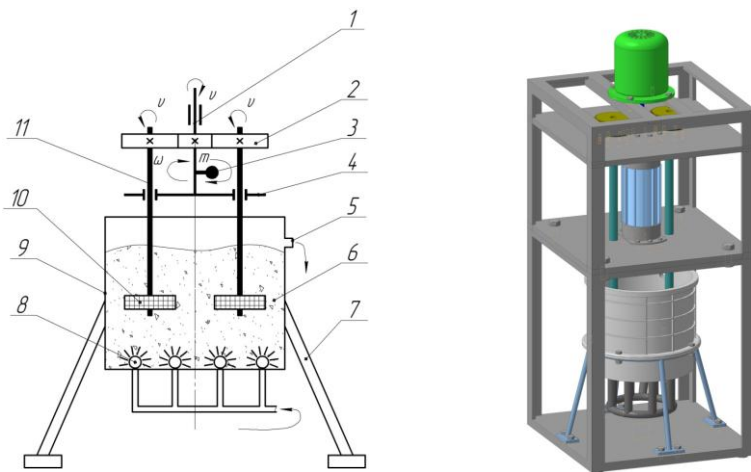


Рисунок 1 – Принципиальная схема и общий вид лабораторно-промышленного вибростанка для реализации мультиэнергетических технологий: 1 – шпиндель; 2 – зубчатое зацепление; 3 – вибровозбудитель; 4 – приспособление; 5 – отвод; 6 – рабочая среда; 7 – жесткая опора; 8 – гидродинамические устройства; 9 – резервуар; 10 – обрабатываемая деталь; 11 – установочные пальцы.

обработку, и удаляют дефектный слой металла, достигают требуемую шероховатость поверхности, производят ее упрочнение.

Отработанная жидкость под действием движущихся деталей сосредотачивается в верхней части резервуара, а избыток жидкости через отвод вытекает в отстойник. При выключении шпинделя и вибровозбудителя приспособление с деталями извлекают из резервуара, и обработанные детали удаляют с установочных пальцев.

Таблица 1 – Результаты экспериментального исследования съема металла при использовании эффекта мультиэлементного группового энергетического воздействия на

Исходная шероховатость, R_{a0} , мкм	Требуемая шероховатость, R_a , мкм	Съем металла под воздействием сил резервуара, Q_R , мг/ч·см ²	Съем металла под воздействием сил приспособления с деталями, Q_L , мг/ч·см ²	Суммарный съем, Q_{Σ} , мг/ч·см ²	Прирост производ-сти, Δ , %
20,0...10,0	10,0...5,0	13,5 ... 17,2	9,5 ... 11,9	23,0...28,91	69,2...70,4
10,0...5,0	5,0...2,5	12,5 ... 14,0	8,75 ... 9,8	21,25 ... 23,8	70
5,0...2,5	2,5 ... 1,25	8,5 ... 12,2	5,95 ... 8,4	14,25 ... 20,6	68,9...71,2
2,5 ... 1,25	1,25 ... 0,63	4,5 ... 8,0	3,15 ... 5,6	7,65 ... 13,6	70
1,25 ... 0,63	0,63 ... 0,32	2,5 ... 4,3	1,75 ... 2,8	4,25 ... 7,1	70
0,63 ... 0,32	0,32 ... 0,16	1,2 ... 2,0	0,84 ... 1,4	2,04 ... 3,4	70
0,32 ... 0,16	0,16 ... 0,08	—	—	—	—

Выполняли операцию отделочно-зачистной обработки по удалению заусенцев, скруглению острых кромок, а также виброшлифованию с целью достижения шероховатости поверхности, соответствующей $R_a = 0,63...0,32$ мкм на заготовках корпусных деталей. Материал заготовок АЛ-9 ГОСТ 1583-93. Форма детали сложная, имеют место ниши, карманы, глухие и сквозные отверстия, разнопрофильные поверхности, образованные сопряжением малых радиусов с труднодоступными для обработки участками. Размеры заготовок $90 \times 80 \times 70$ мм. Исходная шероховатость поверхности $R_a = 2,5$ мкм. Обработка проводилась на установке, объем резервуара которой позволял одновременно разместить шесть деталей. В качестве рабочей среды использовался шлифпорошок корунда кремния черного зернистостью 32. Режимы обработки: скорость вращения шпинделя 800 об/мин; амплитуда и частота колебаний вибровозбудителя $1,2...1,4$ мм, 30 Гц; давление и расход жидкости, подаваемой в резервуар обеспечивал псевдооживленное состояние рабочей среды.

Выводы

Таким образом, при оценке производительности и технологических особенностей применения эффекта мультиэлементного группового энергетического воздействия на рабочую среду в отделочно-зачистной виброобработке представляет научный и практический интерес определения процентной доли влияния составляющих мультиэнергетической технологии в общем процессе, то есть в определении конкретного влияния на съем металла автономного воздействия силы гидродинамического воздействия резервуара и сил центробежного и вибрационного воздействия обрабатываемых деталей на абразивную рабочую среду.

Результаты выявленной производительности (табл. 1) по съему металла, полученные путем экспериментальных обработок установили влияние составляющих мультиэлементного группового воздействия. Если принять, что в суммарном количестве съема металла (Q_{Σ}) доля от воздействия вибрационных и гидродинамических сил со стороны резервуара (Q_p) на рабочую среду составляет 100 %, то прирост производительности ($\Delta, \%$) на различных операциях виброобработки за счет дополнительного энергетического воздействия обрабатываемых деталей (Q_d) на рабочую среду составит порядка 70 %.

В целом необходимо отметить, что применение описанного эффекта дает прирост производительности в 1,7 раза на операциях отделочно-зачистной виброобработки.

Список использованных источников: 1. Аналитика, комментарии и классификация технологий отделочно-зачистной виброобработки, созданных комбинированием различных схем энергетического воздействия / *Мицьк А.В., Федорович В.А.* // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Х.: НТУ «ХПІ», 2016. – Вип. 11. – С. 175 – 189. 2. *Бабичев А.П.* Вибрационные станки для обработки деталей / *А.П. Бабичев, В.Б. Трунин, Ю.М. Самодумский, В.П. Устинов.* – М.: Машиностроение, 1984. – 168 с. 3. *Бабичев А.П.* Наладка и эксплуатация станков для вибрационной обработки / *А.П. Бабичев, Т.Н. Рысева, В.А. Самодуров, М.А. Тамаркин.* – М.: Машиностроение, 1988. – 64 с. 4. Пат. 70391 Україна, МПК В24В 31/06. Спосіб віброобробки деталей / *А.В. Міцьк*; власник Східноукраїнський національний університет імені Володимира Даля. – № u 201113595; заявл. 18.11.2011; опублік. 11.06.2012, Бюл. № 11.

Bibliography (transliterated): 1. Analitika, komentarii i klassifikacija tehnologij otdeľочно-zachistnoj vibroobrabotki, sozdannyh kombinirovaniem razlichnyh shem jenergeticheskogo vozdejstvija / *Mitsyk A.V., Fedorovich V.A.* // Suchasni tehnologii v mashynobuduvanni: zb. nauk. prac'. – H.: NTU «HPI», 2016. – Vyp. 11. – S. 175 – 189. 2. *Babichev A.P.* Vibracionnye stanki dlja obrabotki detalей / *A.P. Babichev, V.B. Trunin, Ju.M. Samodumskij, V.P. Ustinov.* – M.: Mashinostroenie, 1984. – 168 s. 3. *Babichev A.P.* Naladka i jekspluatacija stankov dlja vibracionnoj obrabotki / *A.P. Babichev, T.N. Ryseva, V.A. Samodurov, M.A. Tamarkin.* – M.: Mashinostroenie, 1988. – 64 s. 4. Pat. 70391 Ukrai'na, MPK V24V 31/06. Sposib vibroobrobky detalей / *A.V. Mitsyk*; vlasnyk Shidnoukrai'ns'kyj nacional'nyj universytet imeni Volodymyra Dalja. – № u 201113595; zajavl. 18.11.2011; opublik. 11.06.2012, Bjul. № 11.

УДК 621.9

О.М. ШЕЛКОВИЙ, д-р техн. наук,
М.С. СТЕПАНОВ, д-р техн. наук,
Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО, Харків, Україна

ФОРМУВАННЯ ТА АДАПТИВНЕ ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЕФЕКТИВНОЇ СПАДКОВОСТІ ІНТЕГРОВАНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ЕЛЕКТРИЧНОГО РОЗРЯДУ У ЖИТТЕВИХ ЦИКЛАХ ВИРОБІВ ШЛИФОВАННЯ

Питання комплексного забезпечення ефективної технологічної спадковості інтегрованих електророзрядних технологій заготівельного, інструментального та механообробного виробництва в життєвому циклі виробів машинобудування розглянуті на прикладі іскрового-плазмового спікання, мікродугового оксидування і алмазно-іскрового шліфування.

Ключові слова: електророзрядні технології, іскрово-плазмове спікання, мікродугове оксидування, алмазно-іскрове шліфування, алмазно-абразивні інструменти.

Вопросы комплексного обеспечения эффективной технологической наследственности интегрированных электроразрядных технологий заготовительного, инструментального и механообрабатывающего производств в жизненном цикле изделий машиностроения рассмотрены на примере искрово-плазменного спекания, микродугового оксидирования и алмазно-искрового шлифования.

Ключевые слова: электроразрядные технологии, искрово-плазменное спекание, микродуговое оксидирование, алмазно-искровое шлифование, алмазно-абразивные инструменты.

The questions of integrated provision of effective technological heredity of integrated electric-discharge technologies of procurement, tool engineering and machining industries in the life cycle of engineering products are considered using the example of spark-plasma-sintering, microarc oxidation and diamond-spark grinding.

Keywords: electric discharge technologies, spark-plasma sintering, microarc oxidation, diamond-spark grinding, diamond-abrasive tools.

Вступ. Світовий досвід впровадження електричного розряду в практику інтегрованих технологій механооброблюючих виробництв машинобудування, їх заготівельного та інструментального забезпечення, надихає до пошуку поєднувальних синергетичних підходів комплексної виробничої організації високоефективних наукоємних розробок в цьому напрямі певного приборкування та використання електричних фізичних ефектів у задачах інженерної механіки. Виконані останніми роками розробки наукової школі фізики процесів різання та інтегрованих технологій машинобудування (НШ ФПРІТМ) НТУ «ХПІ» свідчать про технічну можливість та функціонально-експлуатаційну важливість реалізації стратегії створення, врахування та підтримки ефективної технологічної спадковості від етапа до етапу життєвого

циклу машинобудівних виробів інтегрованих технологій електророзрядної природи та його супроводження у сервісних технічних системах.

Основна частина. Прикладом науково-практичного напрацювання за таким техніко-ідеологічним сценарієм є використання комплексу інтегрованих електророзрядних технологій (ЕРТ) системою отримання наноструктурної заготовки іскрово-плазмовим спіканням (ІПС), підготовки алмазного інструменту локальним електроізоляційним мікродуговим оксидуванням (МДО) корпусу і проведення процесу обробки алмазно-іскровим шліфуванням (АІШ) на універсальному шліфувальному верстаті, рисунок 1.

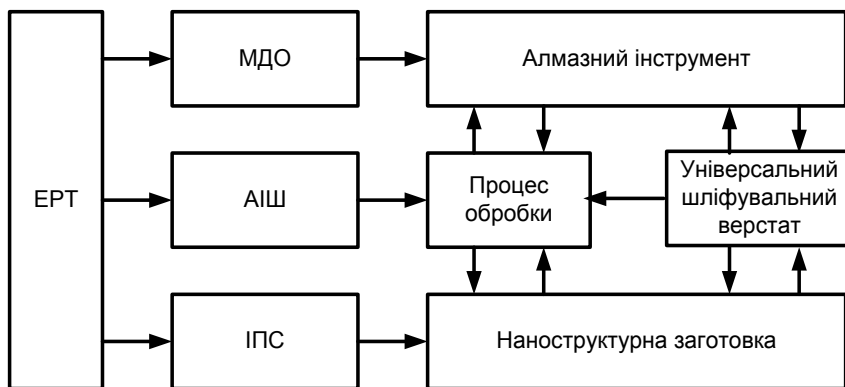


Рисунок 1 – Схема комплексного використання інтегрованих ЕРТ

У середовищі пріоритетної уваги розробок НШ ФПРІТМ НТУ «ХП» останніми роками знаходиться ряд ініційованих в неї сучасних інноваційних підходів щодо удосконалення алмазно-абразивних інструментів (ААІ). Серед них із застосуванням електророзрядних технологій пов'язані два. Перший пов'язаний зі створенням ААІ із спеціальною адаптацією конструкції до використання у високопродуктивних комбінованих технологіях АІШ з введенням електричної енергії в зону різання та можливістю гнучкого впливу на стан ріжучого рельєфу за рахунок її дозування без струмозахисного переділу відповідального за точність обробки шпиндельного вузла верстату [1]. Другий полягає у реалізації конвенціональних ААІ у складі спеціальних багатомісних інструментальних вузлів, а саме планетарних, з регулюванням кута нахилу поверхні різання та подвійним параметричним регулюванням її швидкості відносно оброблюваної поверхні, причому також зі струмопідводом на корпус шліфувального круга через вхідне струмознімання безпосередньо конструкцією знімної інструментальної головки

(багатомісного інструментального вузлу), тобто також без переділу шпиндельного вузла верстату [2].

Удосконалення за першим підходом стосуються ААІ всієї номенклатури виробництва профільних підприємств інструментальної промисловості, тобто у принципі застосовні для шліфувальних кругів усіх конструкцій та їх застосувань у різних схемах обробки. За другим підходом – тільки схеми плоского торцевого шліфування багатоінструментальними головками. Обидва підхода поєднує спрямованість на спрощену організацію АІШ на універсальних шліфувальних верстатах, без пов'язаних з механічною обробкою модернізаційних втручань у відповідальні за точність шліфування шпиндельні вузли, що особливо важливо в умовах звичайних підприємств-користувачів, які не є спеціалізованими верстатобудівельними.

Патентний захист першої із запропонованих конструкцій шліфувального круга, що полягає в електроізоляції мікродуговим оксидуванням посадкового отвору інструмента з алюмінієвим корпусом, завершено у 2015 році [3].

Попередні експериментальні перевірки функціональної працездатності мікродугових алюмооксидних покриттів, а також спеціально розроблених на універсально електроізоляційної епоксидній основі [4], натурних зразків алмазних шліфувальних кругів нових конструкцій з їх використанням за прямим призначенням дозволили обґрунтовано підійти до підготовки нині виконуваного в НТУ «ХПІ» дворічного проекту по розробці конструкційно-технологічних основ і технічних рішень алмазних інструментів підвищеної функціональності в реалізації електрофізикохімічних методів шліфування. Проміжні результати виконання цього проекту відображені в науково-технічному звіті по першому етапу (2017 рік) [5]. Виконанням етапу закладені передумови створення оригінальної системи технічних і технологічних рішень щодо подальшого підвищення ефективності комбінованого введенням енергії електричного струму в зону різання алмазного шліфування, конкурентоспроможності національних конструкторсько-технологічних розробок верстатострументальних систем з розширеними можливостями алмазно-абразивної обробки, а також початку нового системологічного напрямку в класифікації і виробництві алмазно-абразивних інструментів.

При виконанні МДО поверхонь робочих сполучень, посадкових в роз'ємних або в нероз'ємних складальних з'єднаннях, як це має місце, наприклад, в технічних рішеннях алмазних шліфувальних кругів з локальної токозащитою корпусу для їх розширеної адаптації до АІШ, розроблених в НТУ «ХПІ» на базі корпусних конструкцій відповідно конвенційного універсального типу [3] і спеціальної, виконаної згідно з японським прототипом заодно зі шківом робочого приводу [6], важливо надійно прогнозувати розмірний результат цієї операції.

Проблема відомої зміни (збільшення) розміру в напрямку формування покриття через захоплення вентильним металом поверхневого шару об'єкта

МДО атомів іонізованого в хімічно активний озон кисню [7] вимагає спеціальної уваги у зв'язку з МДО посадкових поверхонь шліфувальних кругів, розмірна точність яких повинна відповідати вимогам сполучення із контртілом в системі інструментального шпинделю верстата [8].

Відповідно стехіометричної трансформації металу поверхні об'єкта МДО в окисидну структуру це теоретично передбачуваний ріст. Однак різна експериментальна практика показує, що розрахунки, які базуються тільки на стехіометрії, лише відображають тенденцію, але не є достатніми для адекватних прогнозів лінійного збільшення матеріалу в ході МДО в напрямку формування покриття в порівнянні з вихідним станом. Відомий сторонній і власний [5] експериментальний досвід стосовно алюмінієвих і титанових сплавів, свідчить про суттєвий вплив на кінцевий розмірний ефект МДО електричних параметрів, часу протікання процесу, складу електроліту, марочного хімічного складу і відповідності йому об'єкта МДО, заготівельної технології та вихідної щільності останнього.

Зборка будь яких машинобудівних виробів, особливо складних, в умовах одиничного або дрібносерійного виробництва, до чого з певною аналогією можна віднести установку шліфувального круга на верстаті і формування поверхневих функціональних покриттів, взагалі характеризується низьким рівнем достовірності технологічних рішень. Це насамперед пов'язано з неможливістю пошуку оптимальних варіантів технологічних процесів для заданих організаційно-технічних умов виробництва із-за штучності як об'єкту зборки, так і засобів, що при цьому застосовуються.

Для повноцінної роботи системи проектування складального процесу використовується конструкторська-технологічна модель виробу у вигляді його представлення графом, вузли якого утворюються сукупністю модулів поверхонь, а ребра – модулів з'єднання. Задачами моделювання є декомпозиція виробу на модулі поверхонь і модулі з'єднання, встановлення зв'язків між ними і безпосередньо побудова графа виробу. В результаті система проектування дрібносерійного складання машинобудівних виробів матиме можливість пізнавати виріб і деталі як об'єкти, що взаємодіють, а не як абсолютно знеособлені тіла.

Виходячи з досвіду [9] імітаційного моделювання механоскладального виробництва відносно підвищення якісного рівня експлуатаційної пристосованості виконуваної розробки формування функціональних покриттів за методом МДО на посадочних щодо інструментального шпинделю верстату поверхнях ААІ в умовах споживачів інструменту, тобто в умовах машинобудівних підприємств, в сучасних економічних умовах зазвичай з одиничним або малосерійним характером виробництва, можна пропонувати експлуатаційно більш ефективну та технологічно більш гнучку реалізацію з прив'язкою приєднувальних розмірів ААІ після МДО в умовах підприємства-користувача до існуючого верстату наступного використання

ААІ, тобто з визначенням потрібного розміру посадкового отвору ААІ після МДО його поверхні за фактичним розміром посадкової поверхні інструментального шпинделю верстату, що сполучається.

Використання інтегрованих ЕРТ в порошковій металургії і алмазно-абразивній механічній обробці забезпечує високі рівні продуктивності та якості виробництва [10]. Організація енергетично менш ємних умов виникнення електричних розрядів як в придушенні пористості порошкових матеріалів, які консолідують під тиском з прямим струмовідводом в зону формування по методу ІПС, так й в оновленні поверхні зв'язки алмазно-металевої композиції робочої частини ААІ по методу АПШ, врахування технологічної спадковості ІПС при визначенні режимів АПШ, особливо в роботі з наноструктурними матеріалами, є важливими для ресурсозбереження у виробництві і функціональності у використанні кінцевих продуктів [11].

Висновок. Застосування спрощеної організації АПШ на універсальних верстатах без електроізоляційного переділу шпиндельних вузлів завдяки використанню ААІ із сформованими на їх корпусах методом МДО діелектричними покриттями розширює коло ефективних ЕРТ в системі технологічного забезпечення життєвого циклу виробів з матеріалів високої функціональності, особливо наноструктурних, отриманих за методом ІПС, на етапах їх виробництва з фінішним застосуванням АПШ та відповідного сервісного супроводження інструментальним забезпеченням.

Список использованных источников: 1. Гуцаленко, Ю.Г. Организация технических систем и технологические перспективы алмазно-искрового шлифования / Ю.Г. Гуцаленко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Вип. 1(23) – Х. : НТУ «ХПІ», 2013. – С.30-39. 2. Грабченко А. Розроблення та впровадження у виробництво дослідно-промислових зразків планетарних інструментів та високоєфективних технологій алмазного шліфування важкооброблювальних матеріалів : звіт про НДР (заключн.) / А.Грабченко, В.Федорович, І.Пижов та ін.; кер. теми А.Грабченко, відп. вик. В.Федорович. – № держ. реєстрації 0109U007406; інв. № 0210U007380. – Нац. техн. ун-т "Харк. політехн. ін-т". – Х., 2010. – 278 с. 3. Гуцаленко, Ю.Г. Шліфувальний круг : патент на корисну модель № 96568 Україна : МПК (2006.01) B24D 3/06 / Ю.Г. Гуцаленко, О.К. Севидова, І.І. Степанова; власник : Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – № u 201409394; заявл. 26.08.2014; опубл. 10.02.2015. Бюл. № 3. 4. Гуцаленко, Ю.Г. Композиція для електроізоляційних зносостійких покриттів : патент на корисну модель № 92786 Україна : МПК C08L 63/02 (2006.01), C08J 5/16 (2006.01) / Ю.Г. Гуцаленко, В.В. Івкін, О.В. Руднєв, О.К. Севидова; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 201315441; заявл. 30.12.2013; опубл. 10.09.2014. Бюл. № 17. 5. Грабченко, А.І. Розробка конструкційно-технологічних основ і технічних рішень алмазних інструментів підвищеної функціональності в реалізації електрофізикохімічних методів шліфування : Звіт про НДР (проміжн.) / А.І. Грабченко, О.К. Севидова, О.М. Шелковий та ін.; кер. теми А.І. Грабченко, відп. вик. О.К. Севидова. – № держ. реєстрації 0117U004883; інв. № 0218U001286. – Нац. техн. ун-т "Харк. політехн. ін-т". – Х., 2017. – 256 с. 6. Гуцаленко, Ю.Г. Шліфувальний круг : патент на корисну модель № 117767 Україна : МПК (2006.01) B24D 5/16 / Ю.Г. Гуцаленко, О.К. Севидова, В.В. Білозеров, Г.І. Махатілова; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 2017 00074; заявл. 03.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. № 13. 7. Суминов, І.В. Микроудовое окисливание (теория, технология, оборудование) / И.В. Суминов, А.В. Эпельфельд, В.Б. Людин и др. – М. : ЭКОМЕТ, 2005. – 368 с. 8. Гуцаленко, Ю.Г. Прогностические вызовы размерного

эффекта микродугового оксидирования контактных поверхностей в задачах технологии машиностроения / Ю.Г. Гуцаленко, О.К. Севидова, И.И. Степанова // Качество, стандартизация, контроль : теория и практика : Материалы 17-й междунар. науч.-практ. конф, 4-8 сент. 2017 г., г. Одесса. – Киев : АТМ України, 2017. – С. 59-61. **9.** Шелковий, О.М. Математичне забезпечення імітаційного моделювання процесу технологічної підготовки / О.М. Шелковий, М.С. Мартинов // Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС-2017) : матеріали тез доп. VII міжнар. наук.-практ. конф. (м. Чернігів, 24-27 квітня 2017 р.) : у 2-х т. / Чернігів. нац. техн. ун-т. [та ін.]. – Чернігів : ЧНТУ, 2017. – Т. 1. – С. 149-150. **10.** Узунян, М.Д. Шліфування наноструктурних твердих сплавів : навч. посібник / М.Д. Узунян, Р.М. Стрельчук. – Х. : НТУ «ХПІ», 2015. – 182 с. **11.** Гуцаленко, Ю.Г. Теория и практика оптимальной организации электроразрядных технологий спекания под давлением и алмазного шлифования высокоплотных порошковых материалов / Ю.Г. Гуцаленко // Сучасні технології в машинобудуванні. – Вип. 9. – Х. : НТУ «ХПІ», 2014. – С. 17-22.

Bibliography (transliterated): **1.** Gutsalenko, Yu.G. “Organizaciya tekhnicheskikh sistem i tekhnologicheskie perspektivy almazno-iskrovogo shlifovaniya”. *Vysoki tekhnologii v mashinobuduvanni*. Kharkov: NTU «KhPI», 2013. Iss. 1(23), 30-39. Print. **2.** Grabchenko, A., et. al. *Rozrobka tehniko-tehnologichnih rishen i doslidnih zrazkv elementiv sistemi «verstat-osnastka-instrument» ploskogo tortseвого shlifuvannya vazhkoobroblyuvanih materialiv. Zvit pro NDR (zaklyuchn.)*. No. derzh. reestratsii 0109U007406, inv. No. 0210U007380. Ker. temi A. Grabchenko, vidp. vik. V. Fedorovich / Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst." Kharkov, 2010. Print. **3.** Gutsalenko, Yu.G., O.K. Sevidova, and I.I. Stepanova. *Shlifuval'nij krug: patent na korisnu model'*. No. 96568 Ukraine. IPC, 2006.01 B24D 3/06. No. u 2014 09394. Appl. 26.08.2014. Publish. 10.02.2015. Bull. No. 3. Print. **4.** Gutsalenko, Yu.G., et al. *Kompoziciya dlja elektroizoljatsijnih znosostijkih pokrittiv: patent na korisnu model'*. No. 92786 Ukraine. IPC, 2006.01 C08L 63/02, C08J 5/16. No. u 201315441. Appl. 30.12.2013. Publish. 10.09.2014. Bull. No. 17. Print. **5.** Grabchenko, A.I., et. al. *Rozrobka konstrukcijno-tehnologichnih osnov i tekhnichnih rishen' almaznih instrumentiv pidvishchenoi funkcional'nosti v realizacii elektrofizikohimichnih metodiv shlifuvannya : Zvit pro NDR (promizhn.)*. No. derzh. reestratsii 0117U004883, inv. No. 0218U001286. Ker. temi A.I. Grabchenko, vidp. vik. O.K. Sevidova. Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst." Kharkov, 2017. Print. **6.** Gutsalenko, Yu.G., et al. *Shlifuval'nij krug: patent na korisnu model'*. No. 117767 Ukraine. IPC, 2006.01 B24D 5/16. No. u 2017 00074. Appl. 03.01.2017. Publish. 10.07.2017. Bull. No. 13. Print. **7.** Suminov, I. V., et al. *Mikrodugovoe oksidirovanie (teoriya, tehnologiya, oborudovanie)*. Moscow: EKOMET, 2005. Print. **8.** Gutsalenko, Yu.G. “Prognosticheskie vyizovy razmernogo efekta mikrodugovogo oksidirovaniya kontaktnyih poverhnostey v zadachah tehnologii mashinostroeniya”. *Kachestvo, standartizatsiya, kontrol: teoriya i praktika: Materialy 17-y mezhdunar. nauch.-prakt. konf, 4-8 sent. 2017 g., g. Odessa*. Kiev: ATM Ukraine, 2017. 59-61. Print. **9.** Shelkovi, O.M., and M.S. Martinov. “Matematichne zabezpechennya imitatsiyного modelyuvannya protsesu tehnologichnoyi pidgotovki”. *Kompleksne zabezpechennya yakosti tehnologichnih protsesiv ta sistem (KZYaTPS-2017): materialy tez dop. VII mizhnar. nauk.-prakt. konf. (m. Chernigiv, 24-27 kvitnya 2017 r.)*. Chernigiv: ChNTU, 2017. Vol. 1. 149-150. Print. **10.** Uzunyan, M.D., and R.M. Strelchuk. *Shlifovanie nanostrukturnyih tverdyih splavov*. Kharkov, NTU “KhPI”, 2015. Print. **11.** Gutsalenko, Yu.G. “Teoriya i praktika optimalnoy organizatsii elektrozaryadnyih tehnologiy spekaniya pod davleniem i almaznogo shlifovaniya vyisokoplotnyih poroshkovyih materialov”. *Suchasni tehnologiyi v mashinobuduvanni*. Iss. 9. Kharkov: NTU «KhPI», 2014. 17-22. Print.

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ

УДК 621.9

Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО, Харків, Україна**ПОДХОДЫ К ОРГАНИЗАЦИИ ФИНИШНЫХ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПЕРЕХОДОВ ОПЕРАЦИЙ АЛМАЗНО-
ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ**

Представлена розробка геометричної моделі формування шорсткості поверхні в присутності ерозійних мікроруйнувань оброблюваної поверхні під дією електричних розрядів в умовах алмазно-іскрового шліфування. Показані можливості використання ерозійних ефектів видалення мікрооб'ємів матеріалу з оброблюваної поверхні в згладжуванні її мікрорельєфу. Виділено та описано дві групи структур циклу операції з багатопрохідною або врізаною обробкою алмазно-абразивним інструментом і з алмазно-іскровим шліфуванням в циклі.

Ключові слова: алмазно-іскрове шліфування, електричний розряд, ерозійні мікроруйнування, згладжування мікрорельєфу, шорсткість поверхні.

Представлена разработка геометрической модели формирования шероховатости поверхности в присутствии эрозийных микроразрушений обрабатываемой поверхности под действием электрических разрядов в условиях алмазно-искрового шлифования. Показаны возможности использования эрозийных эффектов удаления микрообъемов материала с обрабатываемой поверхности в сглаживании ее микрорельефа. Выделены и описаны две группы структур цикла операции с многопроходной или врезной обработкой алмазно-абразивным инструментом и с алмазно-искровым шлифованием в цикле.

Ключевые слова: алмазно-искровое шлифование, электрический разряд, эрозийные микроразрушения, сглаживание микрорельефа, шероховатость поверхности.

It is presented the development of the geometric model of the formation of surface roughness in the presence of erosive microfracture treated surface under the action of electrical discharges in terms of a diamond-spark grinding. The possibilities of using the erosive effects of microvolume material removing from the treated surface in its microrelief smoothing are shown. Two groups of operation cycle structures with multi-pass or infeed machining with a diamond-abrasive tool and with diamond-spark grinding in a cycle are identified and described.

Key words: diamond-spark grinding, electric discharge, erosion micro-destruction, smoothing of the microrelief, surface roughness.

Введение. Алмазно-искровое шлифование (АИШ) сопровождается эрозированием обработанной поверхности, выступающей катодом в ее электрическом взаимодействии с металлофазами режущего инструмента [1]. Следы импульсных электрических разрядов вытягиваются на ней вдоль вектора скорости резания с образованием микролунок [2]. Обобщение данных микроскопических исследований и изучение информации об объемно-габаритных размерах этих лунок [2] позволяет моделировать их вытянутыми полуэллипсоидами вращения [3], геометрия которых определяется электроэрозионной стойкостью обрабатываемого материала [1], кинематико-геометрическими и электрическими режимами АИШ [4] (рис. 1, а).

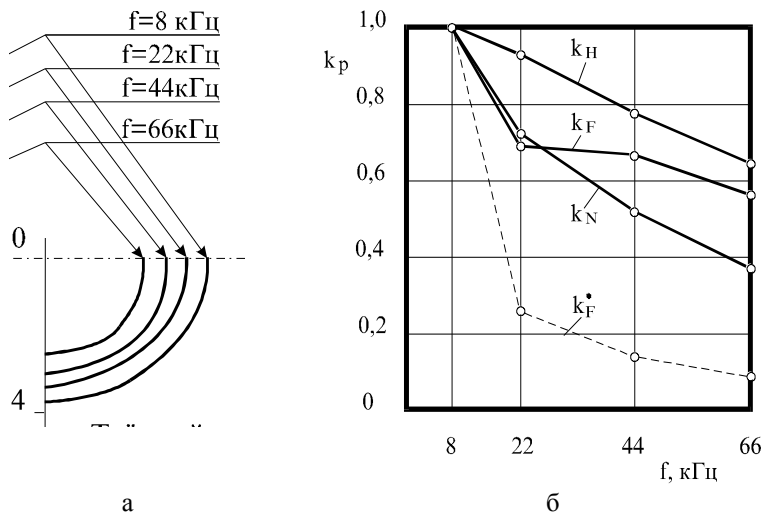


Рисунок 1 – Поперечное сечение, мкм (а) и относительное изменение k_p глубины H ($k_p = k_H$), площади F ($k_p = k_F$) и количества N ($k_p = k_N$) эрозионных лунок в эллипсоидной модели на поверхности твердого сплава марки ВК8 в зависимости от частоты f следования электрических импульсов АИШ; кривая $k_F^* - k_F$ для анодного контртела электрического контакта в виде шлифовального круга со связкой из медно-оловянистого сплава марки М2-01

Опыт АИШ обычно свидетельствует о некотором повышении шероховатости обработанной поверхности по сравнению с обычной алмазной обработкой [2].

Это связывается с присущей АИШ возможностью поддержания значительно более стабильной высоты режущего рельефа при существенном уменьшении удельной работы связки в процессе шлифования за счет ее принудительного удаления анодным эрозированием с образованием микролунок под действием электрических разрядов (рис. 1, б; кривая k_F^*).

Обычной практикой достижения в цикле финишной электроэрозионной алмазно-абразивной обработки шероховатости обработанной поверхности, соответствующей обработке без тока и пониженной по сравнению с АИШ на заданную глубину шлифования, является включение в цикл завершающей операции бестокового выходаживания [2].

В идентичных режимных условиях обычного алмазного шлифования, в отсутствие электроэрозионного разрушения стружек в процессе их отделения от шлифуемой поверхности и после него, в случае развитого режущего рельефа (после правки), межзеренное пространство является своего рода галтовочной миникамерой, в которой роль шлифовально-полировального инструмента, непрерывно частично удаляемого и возобновляемого, играют

сколы сверхтвердого абразива и, главным образом, заторможенные стружки и продукты их диспергирования. Рабочей зоне АИШ эти явления также присущи, но в гораздо меньшей степени, что и проявляется, как правило, менее сглаженным микрорельефом обработанной поверхности. Однако эрозионные образования (лунки) на поверхности детали после АИШ изменяют общую картину и показатели шероховатости по сравнению с обычным шлифованием в общем случае неоднозначно. При относительно малых эрозионных нарушениях поверхности (по глубине вторжения в микрорельеф сопоставимых по высоте с его высотой) шероховатость обработанной поверхности может заметно снижаться; при этом наблюдается эффект эрозионного сглаживания рельефа.

Геометрическая модель и ее обсуждение. В работе [5] рассмотрен механизм сглаживания шероховатости обработанной АИШ поверхности по сравнению с ведением рабочего процесса алмазным шлифовальным кругом с идентично развитым рельефом, специально сформированным предварительно или автономной правкой в цикле шлифования. Графическая интерпретации некоторого момента реализации механизма [5], заключающегося в объединении объемной выборки припуска механическим резанием и электрической эрозией, и причем с превышением уровнем глубины эрозионных лунок уровня впадин следов механического резания (рис. 2), дает представление о безусловной возможности такого сглаживания.

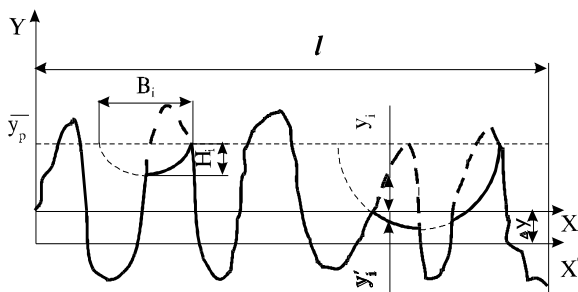


Рисунок 2 – Формирование эрозионно сглаженной шероховатости обработанной поверхности при АИШ с понижением Δy средней линии профиля поверхности от уровня X к уровню X' в результате электроразрядных воздействий со следами глубиной H_i

Рассматриваемая геометрическая модель (рис. 2) опирается на физическое ожидание того, что эрозионные следы движущихся пятен каналов разрядов (электрических контактов) занимают энергетически наиболее выгодные положения, с возможно минимальным зазором (сопротивлением в контакте), и потому, во-первых, минимально пересекаются (каждая

последующая лунка формируется вероятнее вне уже состоявшихся) и, во-вторых, эрозия начинается с наибольших выступов профиля [6].

Существенные возможности понижения H предоставляет реализация кинематико-геометрической схемы АИШ с повышенной скоростью перемещения обрабатываемой поверхности относительно инструментальной, когда энергия электрических разрядов реализуется с удлинёнными и потому менее глубокими эрозионными следами. Характерным примером в этом направлении является технологическая практика внутришлифовального станка-полуавтомата модели 3М227ВРФ2 (3М227ВЭРФ2) с конструктивно обеспечиваемой частотой вращения изделия до 1200 об/мин. [2].

В тематически наиболее близких к данной предшествующих работах автора ([5-7]) техническая идеология формирования эрозионно сглаженной шероховатости обработанной поверхности при АИШ с понижением средней линии профиля поверхности в результате электроразрядных воздействий на нее связывается с выполнением операции бестокового выхаживания.

Настоящей работой преследуется цель обратить внимание исследователей и практиков прогрессивного технологического метода АИШ на целесообразность рассмотрения при проектировании и подготовке процессов с его использованием присущих ему возможностей получения сглаженной шероховатости обработанной поверхности без включения заключительным технологическим переходом бестокового выхаживания.

Разработка метода АИШ изначально была обращена на повышение производительности алмазно-абразивного формообразования изделий из труднообрабатываемых токопроводных материалов, в особенности твердосплавных [8]. Более чем сорокалетний опыт развития и практики донныне непревзойденного метода высокопроизводительной алмазно-абразивной обработки таких материалов неизменно свидетельствует о его конкурентноспособности на мировом рынке техники и технологий механообработки.

Несмотря на то, что предпочтительность АИШ как метода механического процессирования наивысша именно в отношении труднообрабатываемых материалов, как правило отличающихся присутствием в их составе металлов повышенной электроэрозионной стойкости, характерным примером чего являются твердые сплавы, результаты анализа исследовательского опыта (рис. 1 а) указывают на прагматичность предлагаемого альтернативного подхода к организации и проведению финишных технологических операций АИШ со сглаживанием шероховатости обработанной поверхности без выхаживания. С его практической реализацией связывается, во-первых, сокращение времени операционного цикла АИШ до достижения заданной шероховатости, и, во-вторых, минимизация потерь развитости режущего рельефа шлифовальных

кругов по сравнению с конвенциональными подходами к организации рабочих циклов АИШ.

Выводы и заключение. В более широком рассмотрении [7], в том числе без прибегания к выхаживанию, в контексте вышеизложенного и ранее опубликованного [9, 10], по отношению к использованию электроэрозионного сглаживания микрогеометрии обработанной поверхности структуры цикла операции с многопроходной или врезной обработкой алмазно-абразивным инструментом и с АИШ в цикле можно подразделить на две группы, а именно без такового использования (*первая*) и с ним (*вторая*).

Первая. Метод АИШ использовать в первой части цикла адекватно потребности в реновации режущего рельефа, затем выключать подачу в зону резания возбуждающей разряды электрической энергии и работать притупляемым кругом, при необходимости обеспечивая заданный уровень шероховатости обработанной поверхности путем перехода в цикле на пониженную глубину резания (скорость врезания) и (или) выхаживание без поперечной подачи.

Вторая. Метод АИШ использовать в первой части цикла адекватно потребности в реновации режущего рельефа, затем понижать мощность электрических импульсов подводимой в зону резания дополнительной энергии до формирования электроразрядных лунок глубиной не выше R_a .

В результате построения операционного цикла алмазно-абразивной обработки по предложенным выше структурным схемам возможно не только достигнуть необходимой шероховатости обработанной поверхности, обеспечиваемой алмазным кругом той же зерновой характеристики по марке, зернистости, концентрации (известный подход, первая группа структур), но и получить, по сравнению с известными схемами структуризаций операционного цикла, выигрыш во времени в решении этой задачи или добиться более сглаженного рельефа (вторая группа структур).

Список использованных источников: 1. Фукс, М.Я. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборовой обработки / М.Я. Фукс, Н.К. Беззубенко, Б.М. Свердлова. – Киев : Вища шк. – 1979. – 160 с. 2. Кобзарь, Л.Е. Прогрессивное алмазно-искровое шлифование / Л.Е. Кобзарь, В.А. Фадеев, Н.К. Беззубенко. – Харьков : ХГПУ, ХНПО «ФЭД». – 1995. – 152 с. 3. Гуцаленко, Ю.Г. Влияние микроэрозионных явлений на шероховатость поверхности / Ю.Г. Гуцаленко // Вестн. Харьк. гос. политехн. ун-та. – 1999. – Вып. 65. – С. 145-152. 4. Гуцаленко, Ю.Г. Расчет электроэрозии при алмазно-искровом шлифовании по данным микроскопической визуализации / Ю.Г. Гуцаленко // Вестн. Харьк. гос. политехн. ун-та. – 1999. – Вып. 66. – С. 54-58. 5. Гуцаленко, Ю.Г. Модель сглаживания шероховатости поверхности при алмазно-искровом шлифовании / Ю.Г. Гуцаленко // Современные инновации в науке и технике : Сб. науч. тр. 4-ой междунар. науч.-практ. конф. 17 апр. 2014 г. Курск : Юго-Зап. гос. ун-т. – Т. 1. – С. 325-328. 6. Гуцаленко, Ю.Г. Физико-технологические предпосылки разработки процессно-ориентированной интегрированной системы управления микрогеометрическим качеством алмазно-искрового шлифования / Ю.Г. Гуцаленко // Качество, стандартизация, контроль : теория и практика. Киев : АТМ Украины. – 2015. – С. 29-31. 7. Гуцаленко, Ю.Г. Особенности и возможности формирования микрогеометрии обработанной поверхности алмазно-искровым шлифованием / Ю.Г. Гуцаленко // Високі технології в машинобудуванні. – 2015. – Вип. 1 (25). –

С. 50-58. **8.** Гуцаленко, Ю.Г. Исторический опыт и современные перспективы алмазно-искрового шлифования / Ю.Г. Гуцаленко // Техника и технологии : пути инновационного развития : Сб. науч. тр. 4-ой междунар. науч.-практ. конф. 30 июня 2014 г., посвящ. 50-летию Юго-Зап. гос. ун-та. – Курск : Юго-Зап. гос. ун-т, 2014. – С. 264-270. **9.** Гуцаленко, Ю.Г. Формирование сглаженной шероховатости обработанной поверхности при алмазно-искровом шлифовании / Ю.Г. Гуцаленко // Современная наука : проблемы, инновации, решения – III : Материалы междунар. науч.-практ. конф. (Курск, 10-11 дек. 2015 г.) / Курск. ин-т социал. образования (филиал) РГСУ. – Курск : ООО «Учитель», 2015. – С. 212-216. **10.** Гуцаленко, Ю.Г. Специфические особенности и возможности алмазно-искрового шлифования в микрогеометрической инженерии поверхности / Ю.Г. Гуцаленко, А.А. Аракелян // Физические и компьютерные технологии : Тр. 21-й междунар. науч.-практ. конф. 24-25 дек. 2015 г., г. Харьков. – Днепропетровск : Изд-во «Лира», 2015. – С. 25-29.

Bibliography (transliterated): **1.** Fuks, M.Ja., N.K. Bezzubenko, B.M. Sverdllova. *Sostojanie poverhnostnogo sloja materialov posle almaznoj i jel'borovoj obrabotki*. Kiev: Vishha shk., 1979. Print. **2.** Kobzar', L.E., V.A. Fadeev and N.K. Bezzubenko. *Progressivnoe almazno-iskrovoe shlifovanie*. Kharkov: Kharkov State Polytech.Univ., Kharkov R&D Prod. Assoc. FED, 1995. Print. **3.** Gutsalenko, Yu.G. "Vlijanie mikrojerostionnyh yavlehiy na sherohovatost' poverhnosti." *Vestn. Kharkov State Polytech.Univ.* 1999. Iss. 65: 145-152. Print. **4.** Gutsalenko, Yu.G. "Raschet jelektrojerostii pri almazno-iskrovom shlifovanii po dannym mikroskopicheskoy vizualizacii." *Vestn. Kharkov State Polytech.Univ.* 1999. Iss. 66: 54-58. Print. **5.** Gutsalenko, Yu.G. "Model' sglazhivaniya sherohovatosti poverhnosti pri almazno-iskrovom shlifovanii." *Sovremennye innovacii v nauke i tehnike. Sb. nauch. tr. 4th mezhdunar. nauch.-tehn. konf. 17th Apr. 2014.* Kursk: Southwest State Univ., 2014. Vol. 1: 325-328. Print. **6.** Gutsalenko, Ju.G. "Fiziko-tehnologicheskie predposylki razrabotki processno-orientirovannoj integrirovannoj sistemy upravleniya mikrogeometricheskim kachestvom almazno-iskrovogo shlifovaniya". *Kachestvo, standartizacija, kontrol': teorija i praktika*. Kiev: ATM Ukraine, 2015. 29-31. Print. **7.** Gutsalenko, Ju.G. "Osobennosti i vozmozhnosti formirovaniya mikrogeometrii obrabotannoj poverhnosti almazno-iskrovym shlifovaniem". *Visoki tehnologii v mashinobuduvanni*. 2015. Iss. 1 (25): 50-58. Print. **8.** Gutsalenko, Ju.G. "Istoricheskij opyt i sovremennye perspektivy almazno-iskrovogo shlifovaniya". *Tehnika i tehnologii: puti innovacionnogo razvitija: Sb. nauch. tr. 4-oj mezhdunar. nauch.-prakt. konf. 30 ijunja 2014 g., posvjashh. 50-letiju Jugo-Zap. gos. un-ta.* Kursk: Jugo-Zap. gos. un-t, 2014. 264-270. Print. **9.** Gutsalenko, Ju.G. "Formirovanie sglazhennoj sherohovatosti obrabotannoj poverhnosti pri almazno-iskrovom shlifovanii" *Covremennaja nauka : problemy, innovacii, reshenija – III: Materialy mezhdunar. nauch.-prakt. konf. (Kursk, 10-11 dek. 2015 g.)*. Kursk. in-t social. obrazovaniya (filial) RGSU. Kursk: ООО Uchitel', 2015. 212-216. Print. **10.** Gutsalenko, Ju.G., A.A. Arakeljan. "Specificheskie osobennosti i vozmozhnosti almazno-iskrovogo shlifovaniya v mikrogeometricheskoy inzhenerii poverhnosti". *Fizicheskie i komp'yuternye tehnologii: Tr. 21-j mezhdunar. nauch.-prakt. konf. 24-25 dek. 2015 g., g. Khar'kov.* Dnepropetrovsk: Izd-vo Lira, 2015. 25-29. Print.

УДК 621.941

А.А. ОРГИЯН, д-р техн. наук,

А.В. БАЛАНЮК, старший преподаватель

Б.О. ТКАЧЕНКО, к-т техн. наук, Одесса, Украина

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИСЛЕДОВАНИЯ КОЛЕБАНИЙ И ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ МНОГОРЕЗЦОВОМ ТОНКОМ РАСТАЧИВАНИИ

А.А. Оргиян, А.В. Баланюк, Б.О. Ткаченко. Экспериментальные исследования колебаний и точности обработки при многорезцовом тонком растачивании. В статье экспериментально изучены амплитуды вынужденных колебаний в зависимости от геометрических параметров борштанги (соотношения длин и диаметров ступеней). Результаты получены при отдельной и одновременной работе резцов. Изменялись режимы и коэффициенты резания, взаимное расположение резцов и обрабатываемые материалы. Основное влияние на уровень колебаний оказывают масса - геометрические параметры борштанги, их собственные частоты и жесткости и режимы резания. Установлено, что амплитуды вынужденных колебаний изменяются немонотонно.

Ключевые слова: тонкое растачивание, амплитуда вынужденных колебаний, ступенчатые борштанги.

О.А. Оргія, Г.В. Баланюк, Б.О. Ткаченко. Експериментальні дослідження коливань і точності обробки при багато різцевому тонкому розточуванні. У статті експериментально вивчені амплітуди вимушених коливань в залежності від геометричних параметрів борштанги (співвідношення довжин і діаметрів ступенів). Результати отримані при окремій та одночасній роботі різців. Змінювалися режими і коефіцієнти різання, взаємне розташування різців і оброблювані матеріали. Основний вплив на рівень коливань надають маса - геометричні параметри борштанги, їх власні частоти, жорсткості та режими різання. Встановлено, що амплітуди вимушених коливань змінюються немонотонно.

Ключові слова: тонке розточування, амплітуда вимушених коливань, ступінчасті борштанги.

A.A. Orgiyany, A.V. Balanyuk, B.O. Tkachenko. Experimental studies of the oscillations and accuracy of machining with multi-cut thin boring. In the article, the amplitudes of forced oscillations are experimentally studied depending on the geometric parameters of the boring bar (the ratio of the lengths and the diameters of the steps). The results are obtained with separate and simultaneous operation of the incisors. The modes and coefficients of cutting, the relative position of the incisors and the materials to be processed changed. The main influence on the level of oscillations is due to the mass - geometric parameters of the boring bar, their own frequencies and rigidity and cutting regimes. It is established that the amplitudes of the forced oscillations change no monotonically.

Keywords: thin boring, amplitude of forced oscillations, step boring.

Новый уровень развития технологии машиностроения требует внедрения в производство контрольно-измерительных машин, нанометрических микросхем, а также механизированных высокоточных приспособлений для повышения качества механической обработки заготовок и производительности. Режимы резания, обеспечивающие снятие наибольших стружек в единицу времени, при сохранении высокой стойкости

инструмента не всегда являются определяющими при тонком растачивании. Необходимо корректировать рекомендуемые режимы резания, которые при обеспечении требуемого качества поверхности, имели достаточно высокую производительность обработки.

Наибольшее распространение получили горизонтально расточные станки с подвижным столом и консольными вращающимися (или не вращающимися) борштангами. Анализ конструкции отделочно-расточных станков (ОРС) показывает, что подавляющее большинство станков являются многорезцовыми и многошпиндельными.

Внешние воздействия на упругую систему станка при отсутствии резания являются источниками колебаний при холостом ходе, снижение уровня которых особенно важно для прецизионных отделочных станков. Достаточно низкий уровень колебаний при резании не может быть достигнут, если не обеспечен соответствующий уровень колебаний при холостом ходе станка. Исследования колебаний ОРС при холостом ходе и при резании выполнены при цеховых испытаниях [1].

Эксперименты проводились на ОРС моделей 2А715, 2706 и 2731. Измерялись колебания борштанг, корпусных деталей и электродвигателей при варьировании размеров борштанг и условий обработки. Распределению амплитуд a_{xx} изгибных колебаний борштанг в интервале 0,2...2 мкм соответствовало распределение амплитуд $a_{рез}$ колебаний при резании в интервале 0,2...5 мкм.

Источники внешних возмущений действующих на упругую систему ОРС, их замкнутые динамические модели, переменность параметров, исследование колебаний, особенности процесса резания отражены в ряде научных работ: Мталиня А.А., Линчевского П.А., Копелева Ю.Ф., Кудинова В.А., Левиной З.М., Решетова Д.Н и др. Технологическая динамика упругих систем ОРС, а также тонкого растачивания отражены в ряде работ: Пупина А.П., Оборского Г.А., Реввы В.Ф., Подураева В.Н и др. Вместе с тем следует отметить, что результаты исследования процесса тонкого растачивания многорезцовыми борштангами практически не освещены в технической литературе, что свидетельствует о необходимости проведения дальнейших исследований в этом направлении.

Основной задачей настоящей работы являются экспериментальные исследования динамики тонкого многорезцового растачивания ступенчатых отверстий в зависимости от параметров технологической системы и процесса резания.

Известно, что колебания консольных борштанг при тонком растачивании существенно ограничивают технологические возможности этой операции и точность обработки даже при резании гладких отверстий. Повышенная интенсивность возмущений при многорезцовой обработке

усиливает влияние динамических явлений на устойчивость технологической системы и качество получаемой поверхности.

В исследованиях динамических явлений в технологических системах, замкнутых на процесс резания, изучалось влияние параметров упругой системы и режимов резания на устойчивость и вынужденные колебания [2, 3,]. Результаты этих работ положены в основу методики экспериментальных исследований, описанных в настоящей работе. Исследования построены на сопоставлении колебаний при обработке одним и несколькими резцами, что позволило установить характерные отличия и основные источники возбуждения колебаний и соответствующие им характеристики точности обработки.

Стенд для экспериментального исследования колебаний при растачивании ступенчатых поверхностей вращения был собран на базе ОРС с использованием специальных приспособлений. Требования к стенду были определены задачами испытаний: изучить влияние характеристик ступенчатых поверхностей, режимов резания, а также параметров упругой системы на колебания и точность обработки. Изменения параметров упругой системы достигалось сменой борштанг различных размеров (изменялись соотношения длин ступеней, диаметров и обрабатываемые материалы). Изменение характеристик ступенчатых отверстий обеспечивалось специальной формой растачиваемых образцов. В экспериментах изменялись глубина, скорость резания и подача. Бесступенчатое регулирование скорости резания достигалось использованием преобразователя частоты вращения двигателя (Danfoss VLT MicroDrive), выходной вал которого был связан ременной передачей со шпинделем.

Стенд собирался в двух вариантах, которые соответствовали двум конструктивно-компоновочным решениям ОРС:

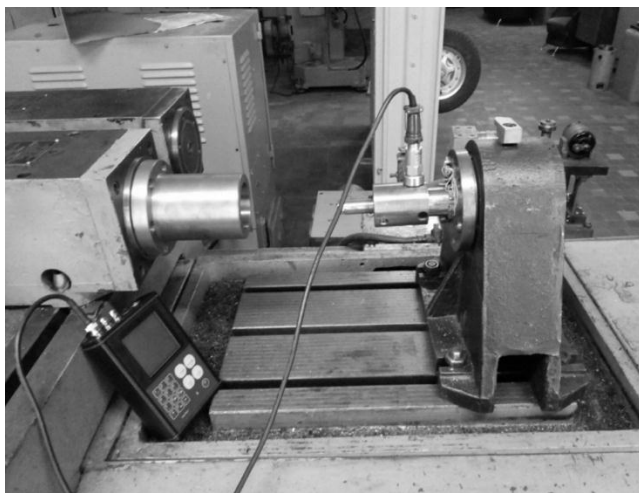
- 1) с не вращающимися борштангами – вращается деталь;
- 2) с вращающимися борштангами – неподвижная деталь.

Стенд и измерительная аппаратура, для исследования колебаний не вращающимися борштангами приведены на рисунках 1 и 2.

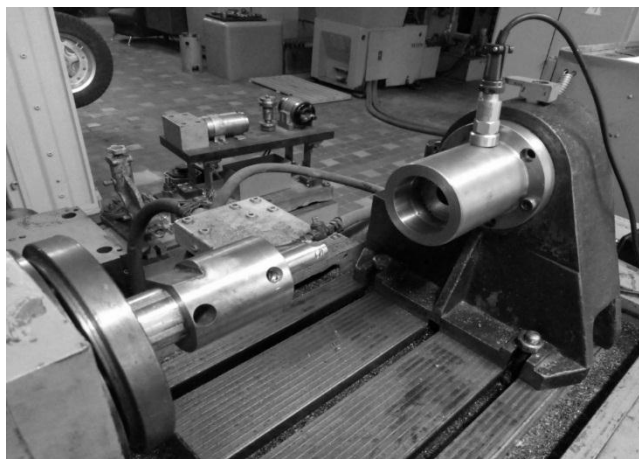
Эксперименты проводились на ОРС в лаборатории ОНПУ на кафедре технологии машиностроения им. Маталина А.А. В качестве измерительной аппаратуры использовался анализатор спектра вибраций, который устанавливался на борштангу, закрепленную в приспособлении рис. 1, а также с помощью тензометрических датчиков.

При проведении экспериментов обрабатываемая заготовка (4) устанавливалась на шпинделе головки (2) ОРС. Консольная борштанга (5) крепилась в приспособлении (6), которое установлено на столе станка. На борштанге (5) вблизи заделки были наклеены две пары тензодатчиков (7). Тензодатчики (7) и УРК (10) применялись для измерения изгибных колебаний

борштанги в двух плоскостях. Тензодатчик был включен по дифференциальной схеме и обеспечивали надежное измерение процесса в диапазоне частот 0-7000 Гц. Указанный диапазон частот является вполне



а)



б)

Рисунок 1 – Экспериментальные стенды:

а) с не вращающимися борштангами; б) с вращающимися борштангами.

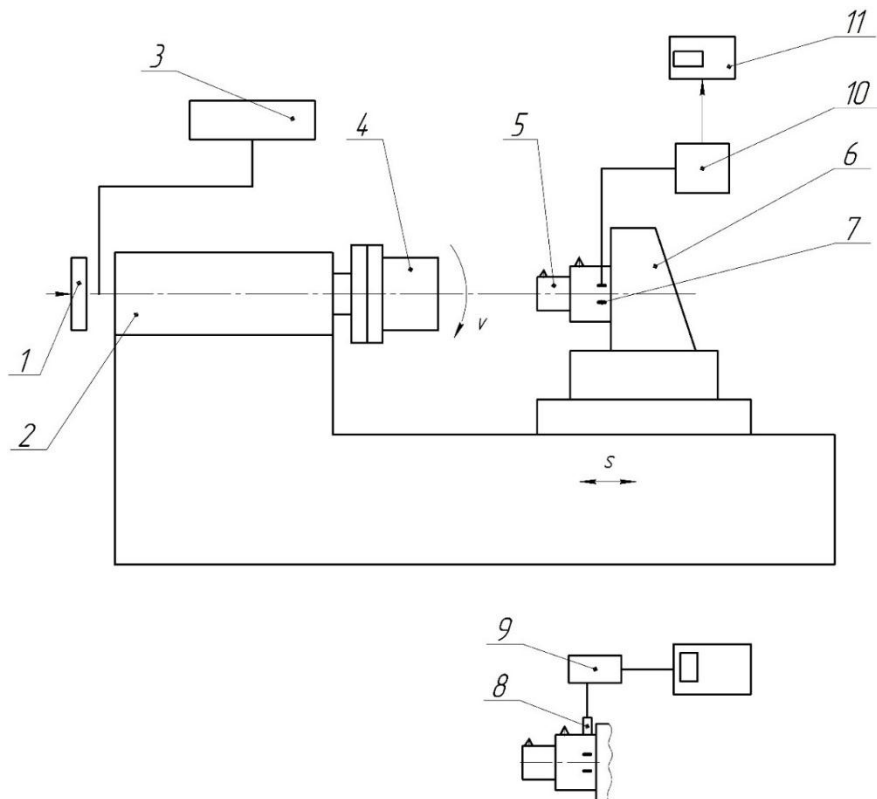


Рисунок 2 – Схема экспериментального стенда для исследования колебаний не вращающимися борштангами:

- 1 – тахометр; 2 – шпиндельная головка; 3 – преобразователь частоты;
 4 – заготовка; 5 – борштанга; 6 – приспособление; 7 – тензодатчики;
 8 – пьезодатчик; 9 – анализатор спектра вибраций; 10 – устройство регистрации колебаний (УРК); 11 – персональный компьютер (ПК).

достаточным, так как характерные частоты изгибных колебаний борштанг находится в диапазоне 200-3000 Гц.

УРК (10) состоит из 4-х тензометрических датчиков, которые соединены между собой по мостовой схеме, микроконтроллера Discovery STM32L0538-DISCO, тензоусилителя, microCD карты памяти и радио модуля Bluetooth.

УРК работает следующим образом: регистрируемый аналоговый сигнал посредством 4-х тензометрических датчиков записывается в виде n пакетов данных на microCD карту памяти, которая в свою очередь установлена на

микроконтроллере Discovery, что позволяет повысить скорость передачи сигнала, регистрируя при этом полный спектр частот сигнала.

Особенность конструкции устройства заключается в том, что сигнал регистрируется не при помощи ПК, а при помощи микроконтроллера Discovery STM32L0538-DISCO, который управляется ПК посредством радио модуля Bluetooth.

Для визуализации процесса тарировки, записи и обработки сигнала были разработаны в среде LabVIEW соответствующие программы.

Частота вращения измерялась электронным тахометром (1).

Тарировка УРК выполнялась по величине статического смещения борштанги в сечении наиболее удаленного от фланца резца.

Плоскости, в которых наклеены тензодатчики, совпадают с направлением главных осей жесткости, положение которых было определено экспериментально по эпюрам податливости в зависимости от направления действия силы.

Типичная эпюра податливости борштанги, установленной в стойке в зависимости от угла поворота, приведена на рисунке 3.

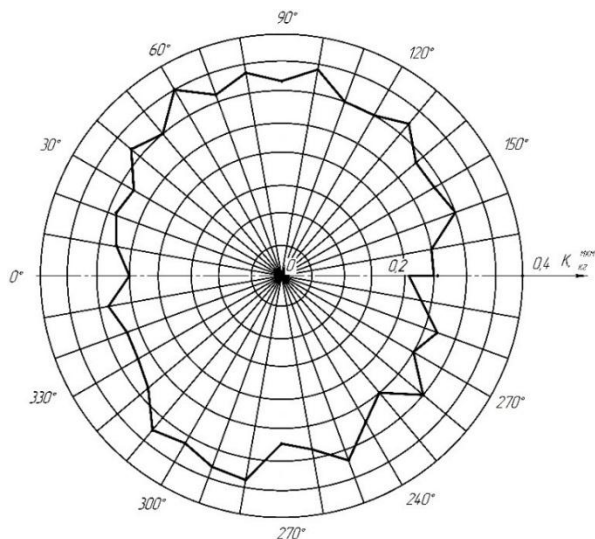


Рисунок 3 – Типичная эпюра податливости

Собственные частоты этих борштанг определялись по осциллограммам свободных затухающих колебаний, возбуждаемых ударом в сечении резца. Значения собственных частот и жесткостей испытываемых борштанг приведены в таблице.

Таблица. Значения собственных частот и жесткостей некоторых борштанг

Соотношение длин ступеней		Собственная частота борштанги, $\omega_c, \text{сек}^{-1}$			Жесткость борштанги, $C, \text{Н/мм}$		
$l_1, \text{м}$	$l_2, \text{м}$	$d_1=0,08 \text{ м}, d_2=0,04 \text{ м}$	$d_1=0,06 \text{ м}, d_2=0,03 \text{ м}$	$d_1=0,05 \text{ м}, d_2=0,025 \text{ м}$	$d_1=0,08 \text{ м}, d_2=0,04 \text{ м}$	$d_1=0,06 \text{ м}, d_2=0,03 \text{ м}$	$d_1=0,05 \text{ м}, d_2=0,025 \text{ м}$
$l=0,2 \text{ м}$							
0,175	0,025	385	385	255	3,928	2,578	1,725
0,125	0,075	560	435	332	3,337	2,006	1,170
0,1	0,1	580	418	322	2,724	1,411	0,838
0,05	0,15	436	280	209	1,563	0,645	0,360
$l=0,16 \text{ м}$							
0,13	0,03	760	652	536	5,383	3,959	2,675
0,11	0,05	896	712	596	5,327	3,362	2,360
0,08	0,08	897	686	530	4,352	2,542	1,523
0,05	0,11	700	496	364	2,988	1,502	0,807

В экспериментах также применялся анализатор спектра вибраций, пьезодатчик которого устанавливался на специальной лыске, выполненной вблизи заделки борштанги.

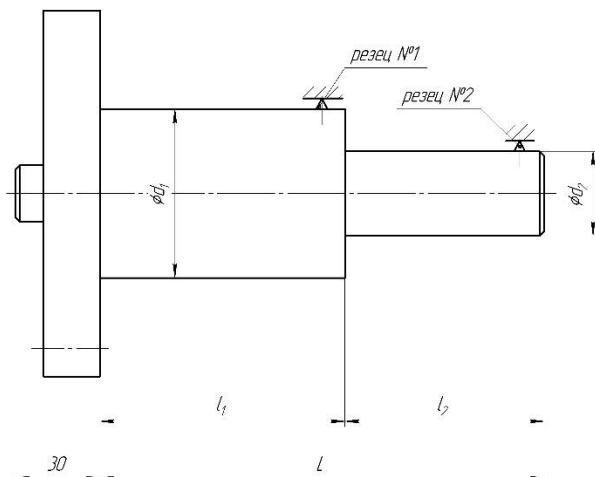


Рисунок 4 – Параметры двухступенчатой борштанги.

Анализатор состоит из электронного блока и первичного преобразователя – акселерометра пьезоэлектрического. Принцип измерения параметров вибрации состоит в том, что при помощи акселерометра механические колебания преобразуются в электрический сигнал, пропорциональный параметрам вибрации (виброперемещению, виброскорости, виброускорению). Этот сигнал нормируется, усиливается и фильтруется для выделения в заданном диапазоне частот. После этого аналоговый сигнал преобразуется в цифровой код, обрабатывается по заданным алгоритмам и отображается на цифровом индикаторе анализатора в виде числовых значений и графических зависимостей измеряемых величин. С помощью специальной программы «КонСпект», которая прилагается к прибору и установлена на ПК, числовые значения и графические зависимости отображаются на ПК.

Частоты собственных колебаний борштанг, возбуждаемых ударом в сечении резца, определялись по осциллограммам затухающих колебаний с помощью УРК.

Эксперименты проводились в условиях, которые позволяли установить взаимное влияние возмущений между резцами, их интенсивность, а также качество обработки и погрешности. Длина образцов составляла от 120-250 мм а диаметры ступеней от 20-100 мм. Заготовки крепились на головках первого и второго типа размеров.

В экспериментах была принята следующая геометрия режущей части резцов, применяемая при тонком растачивании гладких поверхностей:

– при растачивании стали: $\phi = 60^\circ$; $\phi_1 = 10^\circ$; $\alpha = 8^\circ$; $\alpha_1 = 12^\circ$; $\gamma = -3^\circ$; $\lambda = 5^\circ$;

– при растачивании чугуна: $\phi = 60^\circ$; $\phi_1 = 10^\circ$; $\alpha = 6^\circ$; $\alpha_1 = 10^\circ$; $\gamma = -5^\circ$; $\lambda = 10^\circ$;

– при растачивании бронзы: $\phi = 45^\circ$; $\phi_1 = 20^\circ$; $\alpha = 10^\circ$; $\alpha_1 = 8^\circ$; $\gamma = 0^\circ$; $\lambda = 10^\circ$.

Материал резцов:

– при растачивании стали – Т30К4, эльбор;

– при растачивании чугуна – ВКЗМ;

– при растачивании бронзы – резцы с кристаллами алмаза.

Глубина резания от 0,04 до 0,2 мм, подачи от 0,04 – 0,1 мм/об.

Известно, что стойкость инструмента и шероховатость обрабатываемой поверхности существенным образом зависят от скорости резания. В проведенных экспериментах при тонком растачивании стали 45 скорость резания изменялась от 100 до 300 м/мин. Целью изменения скорости резания являлась корректировка величины рекомендуемой скорости по результатам измерения амплитуд колебаний при многорезцовой обработке. В результате этих экспериментов можно установить оптимальную скорость резания, обеспечивающую наибольшую стойкость инструмента.

В экспериментах приняты следующие пределы изменения режимов резания:

- при растачивании образцов из стали – скорость от 100 до 300 м/мин с шагом 20 м/мин; глубина резания 0,04 – 0,2 мм; подача от 0,04 – 0,1 мм/об;
- при растачивании образцов из чугуна – скорость от 100 до 200 м/мин с шагом 20 м/мин; глубина резания 0,05 мм; подача от 0,05 мм/об;
- при растачивании образцов из бронзы – скорость от 100 до 200 м/мин с шагом 20 м/мин; глубина резания 0,05 мм; подача от 0,04 мм/об.

Расчет логарифмического декремента колебаний проводился по формуле:

$$\delta = \ln \frac{a_i}{a_{i+1}},$$

Где $\frac{a_i}{a_{i+1}}$ – отношение предыдущей к последующей амплитудам, a_i брались в диапазоне амплитуд 0,5 – 4 мкм.

Результаты экспериментов показывают, что с увеличением длины борштанги декремент уменьшается, а частота затухающих колебаний практически равна собственной частоте борштанги. Растачивание проводилось партией резцов (6 штук в партии) для исключения влияния характеристик геометрических параметров отдельных резцов. Критерием переустановки являлся выход поверхности образца по шероховатости R_a на величину 0,9 мкм. Шероховатость поверхности определялась профилографом – профилометром модели 201 завода Калибр.

Отдельные результаты экспериментов приведены на рисунках 5 – 9, обрабатываемый материал сталь 45.

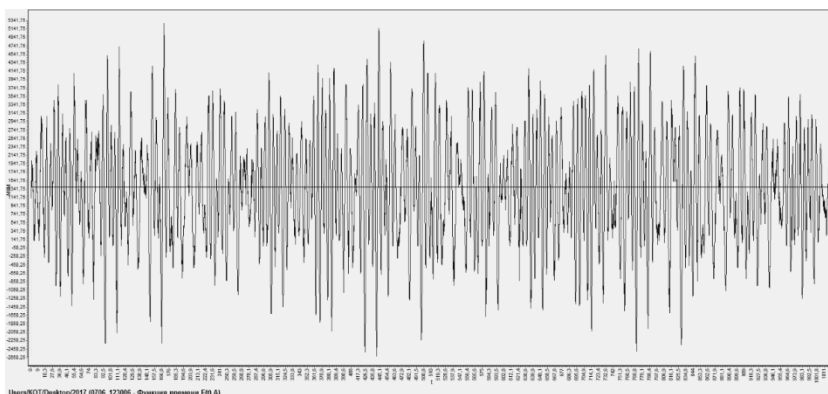


Рисунок 5 – Оциллограмма вынужденных колебаний при тонком растачивании резцом №1.

На рисунке 5 приведена осциллограмма колебаний одного резца, установленного ступени Ø60 мм. Режимы растачивания: $n = 1350 \text{ об/мин}$, $t_1 = 0,05 \text{ мм}$, $s = 0,09 \text{ мм/об}$, $l = 160 \text{ мм}$, $l_1 = 110 \text{ мм}$, $l_2 = 50 \text{ мм}$ (рис. 4). При обработке осциллограммы получены такие результаты: амплитуда колебаний $A_1 = 2,1 \text{ мкм}$, $f_c = 188 \text{ Гц}$.

На рисунке 6 приведена осциллограмма колебаний второго резца, установленного на ступени Ø30 мм. Режимы растачивания: $n = 1350 \text{ об/мин}$, $t_2 = 0,05 \text{ мм}$, $s = 0,09 \text{ мм/об}$, $l = 160 \text{ мм}$, $l_1 = 110 \text{ мм}$, $l_2 = 50 \text{ мм}$.

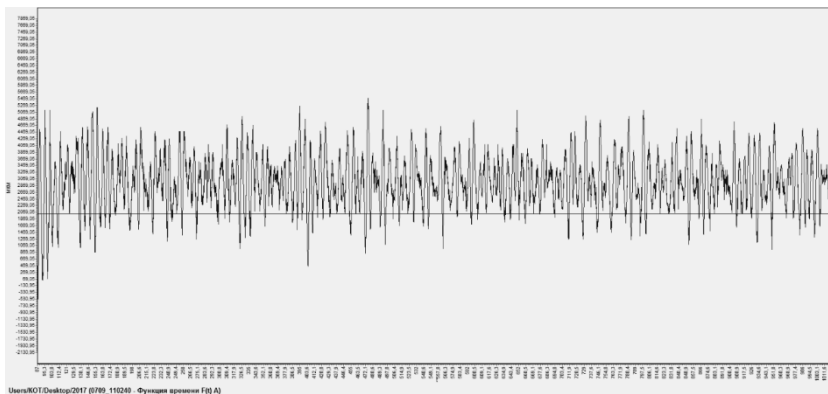


Рисунок 6 – Осциллограмма вынужденных колебаний при тонком растачивании резцом №2.

При обработке осциллограммы получены следующие результаты: амплитуда колебаний $A_2 = 2,8 \text{ мкм}$, $f_c = 190 \text{ Гц}$.

Сравнение осциллограмм, приведенных на рисунках 5 и 6, приводит к понятному выводу о том, что амплитуды колебаний на более удаленном от фланца резце больше, то есть $A_2 > A_1$.

На рисунках 7 и 9 приведены осциллограммы колебаний при работе резца №2 и одновременной работе двух резцов. Резец 1 установлен на ступени Ø60 мм, резец 2 установлен на ступени Ø30 мм. На рисунке 7 $n = 1350 \text{ об/мин}$, на рисунке 9 $n = 1200 \text{ об/мин}$, $t_1 = 0,08 \text{ мм}$, $t_2 = 0,08 \text{ мм}$, $s = 0,09 \text{ мм/об}$, $l = 160 \text{ мм}$, $l_1 = 110 \text{ мм}$, $l_2 = 50 \text{ мм}$.

На рисунке 8 приведены спектры колебаний консольной борштанги, полученные преобразованием Фурье. Опасные гармоники колебаний вызывают повышенный уровень возмущений, действующих на борштангу. При совпадении или кратности собственных частот и частот возмущения возникает повышенный уровень колебаний расточной борштанги. Например, при частоте вращения 22 Гц повышенный уровень колебаний при совместной работе резцов возникает при частоте 154 Гц (кратность равна 7), а при работе

резца №2 повышенный уровень колебаний реализуется при частоте 176 Гц (кратность равна 8).

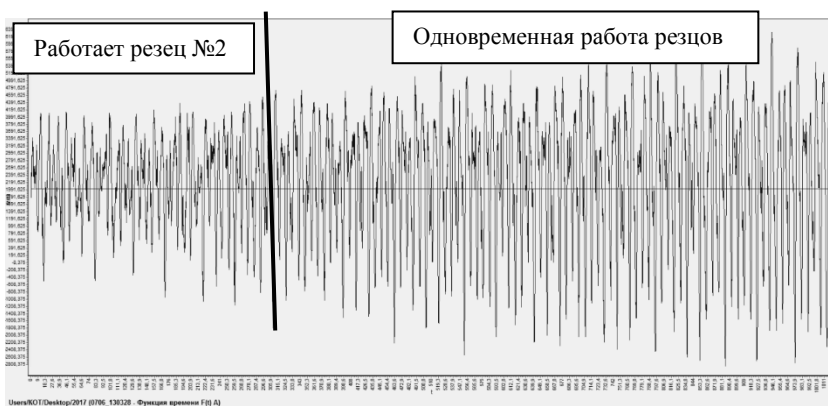


Рисунок 7 – Осциллограмма вынужденных колебаний при тонком растачивании резцом №2 и одновременной работе резцов.

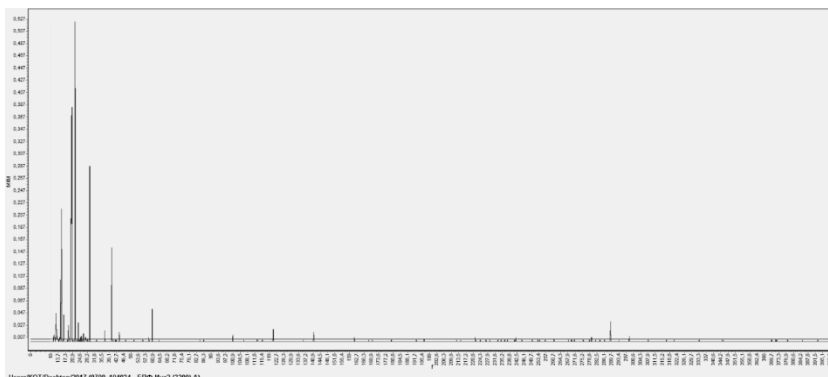


Рисунок 8 – Спектры колебаний консольной борштанги при частоте вращения 22 Гц.

При обработке осциллограммы, приведенной на рисунке 7, получены такие результаты: амплитуда колебаний $A_2 = 0,75 \text{ мкм}$, $A_{1+2} = 1,15 \text{ мкм}$, $R_a = 1,2 \text{ мкм}$.

$f_{c2} = 176 \text{ Гц}$, $f_{cl+2} = 154 \text{ Гц}$. Таким образом, в этих условиях обработки при одновременной работе резцов амплитуда колебаний возрастает в 1,5 раза по сравнению с амплитудой колебаний возникающей на резце №2.

На рисунке 9 – амплитуда колебаний $A_2 = 0,8 \text{ мкм}$, $A_{1+2} = 2,1 \text{ мкм}$,

$f_{c2} = 180 \text{ Гц}$, $f_{cl+2} = 160 \text{ Гц}$, $R_a = 2,0 \text{ мкм}$

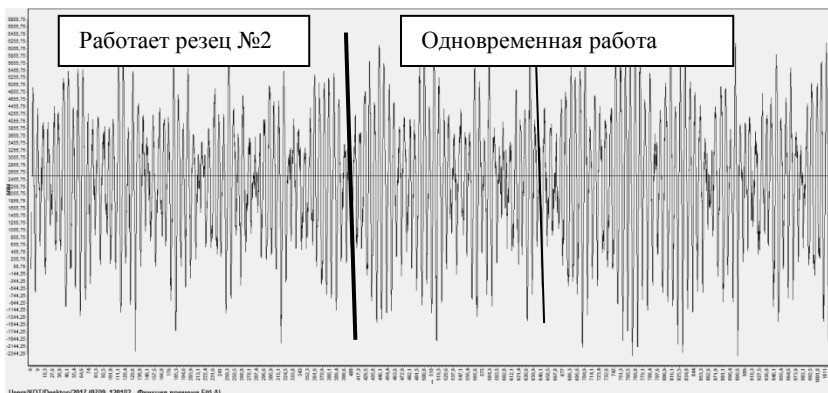


Рисунок 9 – Осциллограмма вынужденных колебаний при тонком растачивании резцом №2 и одновременной работе резцов.

Таким образом, сопоставив результаты осциллограмм на рисунках 7 и 9, полученные при одновременной работе двух резцов, частота колебаний несколько уменьшается, а суммарная амплитуда колебаний возрастает. Результаты сопоставления осциллограмм позволяют также сделать вывод о том, что частота вращения шпинделя влияет на величину амплитуды колебаний при тонком растачивании. Таким образом, появляется возможность корректировки величины скорости резания по величине амплитуд вынужденных колебаний.

Изменение частоты вращения также приводит к появлению биений, что свидетельствует о приближении к границе устойчивости (рис. 9).

Сравнение результатов полученных, с помощью анализатора спектра вибраций и с помощью тензометрических измерений, показывает их практическое совпадение. Результаты тензометрических исследований более чувствительны к изменению параметров технологической системы.

Обобщая результаты экспериментов, следует отметить, что при одинаковых режимах растачивания для всех обрабатываемых материалов амплитуды колебаний на более удаленном от фланца резце (резец №2) больше, чем на менее удаленном (резец №1), что является вполне логичным и соответствует изменению жесткостей ступеней борштанг. При одновременной работе резцов взаимное их влияние приводит к повышению или снижению уровня колебаний в зависимости от параметров борштанги и режимов обработки.

Спектры колебаний консольных борштанг свидетельствуют о том, что при совпадении или кратности собственных частот и частот возмущений возникают повышенные уровни колебаний. Следовательно, при назначении режимов резания следует избегать опасных значений скоростей резания, приводящих к возрастанию амплитуд вынужденных колебаний. При

определенных режимах резания при одновременной работе двух резцов, а также при работе наиболее удаленного от фланца резца, возникают биения (рис. 9) свидетельствующие о приближении к границе виброустойчивости. Небольшие изменения скорости резания приводят к уменьшению амплитуды биений и свидетельствуют о необходимости корректировки рекомендуемой величины скорости резания по величине амплитуд вынужденных колебаний. Аналогичные явления возникают при изменении коэффициентов резания на отдельных ступенях, а также глубины резания и подачи.

Результаты экспериментов с вращающимися борштангами подтверждают основные закономерности динамических взаимодействий, возникающих при растачивании не вращающимися борштангами, хотя интенсивности амплитуд колебаний несколько возрастают. Этот результат можно объяснить вращением зоны резания, что приводит к увеличению нестационарности упругой системы.

Выводы:

1. При одновременной работе взаимное влияние резцов приводит к повышению или снижению уровня вынужденных колебаний в зависимости от конструктивных параметров борштанги (соотношения диаметров и длин ступеней) и режимов обработки.
2. Результаты экспериментов с вращающимися борштангами подтверждают основные закономерности динамических взаимодействий, возникающих при растачивании не вращающимися борштангами, хотя интенсивности амплитуд колебаний несколько возрастают.
3. Изменения параметров процессов резания (коэффициентов резания, обрабатываемого материала, частоты вращения шпинделя) приводят к повышению или понижению виброустойчивости технологической системы.
4. Параметры точности поперечного сечения и шероховатости изменяются в соответствии с уровнем вынужденных колебаний.
5. Во всех проведенных экспериментах прогнозирование уровней колебаний при проектировании расточных борштанг требует в каждом конкретном случае динамических расчетов.

Список использованных источников: 1. П.А. Лінчевський та ін.. Обработка деталей на обрабно-розточувальних верстатах / П.А. Лінчевський, Т.Г. Джугурян, О.А. Оргіян, за заг. ред. П.А. Лінчевського. – К.: Техніка, 2000. – 300с. ISBN 966-575-048-8 2. Кудинов В.А. Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. 359 с. 3. Копелев Ю.Ф. Колебания упругой системы станка в процессе резания // Машиноведение. – 1976. - №6. – С. 21-27. 4. А.В. Баланюк Колебания двухступенчатых консольных борштанг при тонком растачивании. "Збірник наукових праць (галузеve машинобудування, будівництво) / Полтавський національний технічний університет імені Юрія Кондратюка." Стр. 131 – 139, 2014. 5. Нормативы режимов резания и геометрия резцов для тонкого растачивания. Обработка на отделочно-расточных станках / Пупин А.П., Савилов Ю.В., Маркаров Г.М. и др. – М.: НИИмаш, 1979. – 92 с. 6. Оргіян А.А., Баланюк А.В.,

Албакуш Аимен. Характеристики внешних воздействий и переменности параметров динамической системы отделочно-расточных станков. Матеріали МНТК «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта», 2016 – 285 с. Стр 231-233. 7. Ю.С. Качанов. Алмазно - расточные станки. Источники погрешности при тонком растачивании. Машиностроительные технологии и инструменты №6 (308), 2014. – С. 82-85.

Bibliography (transliterated): 1. P.A. Linchevs'kij ta in.. Obrobka detalej na obrobno-roztochuval'nih verstatah / P.A. Linchevs'kij, T.G. Dzhugurjan, O.A. Orgijan, za zag. red.. P.A. Linchevs'kogo. – K.: Tehnika, 2000. – 300s. ISBN 966-575-048-8 2. Kudinov V.A. Dinamika stankov. M.: Mashinostroenie, 1967. 359 s. 3. Kopelev Ju.F. Kolebanija uprugoj sistemy stanka v processe rezanija // Mashinovedenie. – 1976. - №6. – S. 21-27. 4. A.V. Balanjuk Kolebanija druhstupenchatyh konsol'nyh borshtang pri tonkom rastachivanii. " Zbirnik naukovih prac' (galuzeve mashinobuduvannja, budivnictvo) / Poltavs'kij nacional'nij tehnicnij universitet imeni Jurija Kondratjuka." Str. 131 – 139, 2014. 5. Normativy rezhimov rezanija i geometrija rezcov dlja tonkogo rastachivania. Obrabotka na otdelочно-rastochnyh stankah / Pupin A.P., Savilov Ju.V., Markarov G.M. i dr. – M.: NIImash., 1979. – 92 s. 6. Orgijan A.A., Balanjuk A.V., Albakush Aimen. Harakteristiki vneshnih vozdejstvij i peremennosti parametrov dinamicheskoy sistemy otdelочно-rastochnyh stankov. Materiali MNTK «Progresivna tehnika, tehnologija ta inzhenerna osvita», 2016 – 285 s. Str 231-233. 7. Ju.S. Kachanov. Almazno - rastochnye stanki. Istochniki pogreshnosti pri tonkom rastachivanii. Mashinostroitel'nye tehnologii i instrumenty №6 (308), 2014. – S. 82-85.

УДК 621.9.07

Б.О. ТКАЧЕНКО, канд. техн. наук,

Ю.В. ЯРОВИЙ, канд. техн. наук, Одеса, Україна.

ЗАСТОСОВУВАННЯ МЕТОДУ РОЗМІРНИХ ЛАНЦЮГІВ ДЛЯ РОЗРАХУНКУ ПОХИБКИ БАЗУВАННЯ ВЕРСТАТНИХ ПРИСТРОЇВ

Запропоновано використовувати для розрахунку похибки базування метод розмірних ланцюгів. Використання розмірних ланцюгів дозволяє скласти метричну модель виробу і оптимізувати вимоги до точності геометричних параметрів. Пропонується поділ всіх схем базування на дві групи – установка з зазором і установка без зазору. Використання методу розмірних ланцюгів дозволяє розрахувати похибка базування для будь-якої схеми установки заготовки і врахувати вплив попередніх операцій механічної обробки.

Ключові слова: похибка базування, розмірний ланцюг.

Предложено использовать для расчета погрешности базирования метод размерных цепей. Использование размерных цепей позволяет составить метрическую модель изделия и оптимизировать требования к точности геометрических параметров. Предлагается деление всех схем базирования на две группы – установка с зазором и установка без зазора. Использование метода размерных цепей позволяет рассчитать погрешность базирования для любой схемы установки заготовки и учесть влияние предварительных операций механической обработки.

Ключевые слова: погрешность базирования, размерная цепь.

The method of dimension chains is proposed for calculation of the error of workpiece basing. This method allows to create a metric model of the product and optimize the requirements for the accuracy of geometric parameters. It is proposed to divide all the basing schemes in two groups: setting with a gap and setting without a gap. The method of dimension chains allows to calculate the baseline error for any scheme of workpiece setting and takes into account the effect of preliminary machining operations.

Keywords: workpiece basing, dimension chain.

Вступ. Впровадження нових технологій, сучасного устаткування направлено по підвищення продуктивності виробництва та поліпшення якості обробки. В свою чергу поліпшення якості виробу пов'язане з похибками які впливають на якість обробки.

Аналіз досліджень та публікацій. Як відомо сумарна похибка встановлення заготовки у пристрої складається з похибки базування, закріплення та похибки положення [1]. Але питомий вплив похибки базування найбільший.

Похибка базування (випадкова величина) розраховується аналітично, як різниця між найбільшими та найменшими величинами проєкцій зміщення вимірювальної бази на напрямок розміру що виконується. Для розрахунку цієї величини складається розрахункова схема де показано заготовку у двох граничних положеннях, коли розмір, що впливає на похибку базування є найменший та найбільший.

Похибка базування визначається, як величина відрізка із геометричного розрахунку [2, 3].

Однак, якщо похибка базування залежить від декількох розмірів, що отримано на попередніх операціях, то застосування методу геометричного розрахунку не можливо. У цьому випадку застосовується універсальна методика розмірних ланцюгів.

Ціль роботи. Запропонувати та довести, що методику розмірних ланцюгів також можливо застосовувати для розрахунку похибки базування.

Основний матеріал. За цією методикою усі розрахункові схеми можливо поділити на дві групи: установка з зазором та установка без зазору.

До першої групи відносять такі схеми базування, як по площині та двом перпендикулярним отворах (корпусні деталі), базування по площині та перпендикулярному отвору (деталі типу диск) та інші.

До другої групи можливо віднести базування у призмі зовнішньої циліндричною поверхнею, базування по трьом площам тощо.

Розглянемо деяку схему базування. Нехай необхідно фрезерувати поз у корпусній деталі, витримуючи операційні розміри H та K , якщо деталь базується по площині та двом перпендикулярним отворах (рис. 1). Нехай отвори розташовані у повздовжній площині симетрії деталі.

На схемі: D , $T(D)$ – діаметр отвору та допуск на діаметр отвору; d_n , $T(d_n)$ – діаметр пальця та допуск на виготовлення пальця; 80h9 та 30h12 розміри, що отримані на попередніх операціях.

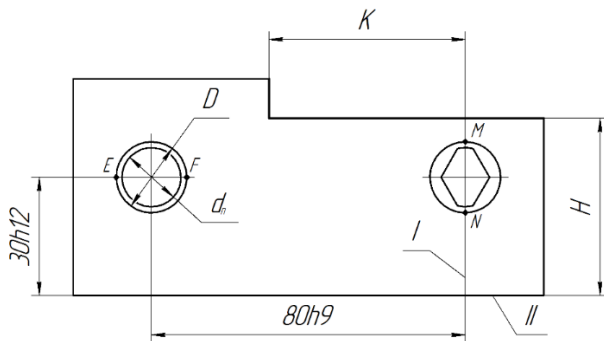


Рисунок 1

Для розрахунку похибки базування на розмір K необхідно розглянути розрахункову схему де зображується два положення заготовки при встановленні. Перше – заготовка зсунута у напрямку розміру K у край ліве положення, контакт відбувається у крапці F . Друге – заготовка зсунута у напрямку розміру K у край праве положення, контакт відбувається у крапці E (рис. 2).

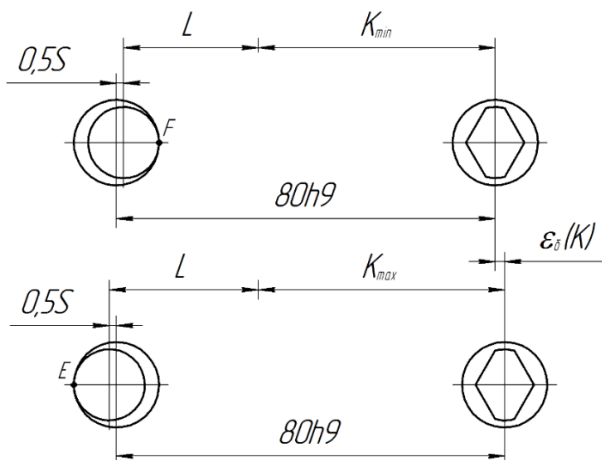


Рисунок 2

Таким чином отримаємо дві розрахункові схеми. Вимірювальною базою, що до розміру K є вісь отвору I , отвір встановлюється на короткий ромбічний палець. Різниця між максимальними та мінімальними величинами зміщення вимірювальної ази знаходиться згідно формули:

$$\varepsilon_o(K) = K_{\max} - K_{\min} \quad (1)$$

Розміри $K_{\max}$ та $K_{\min}$ визначаються з розмірного ланцюга (рис. 3).

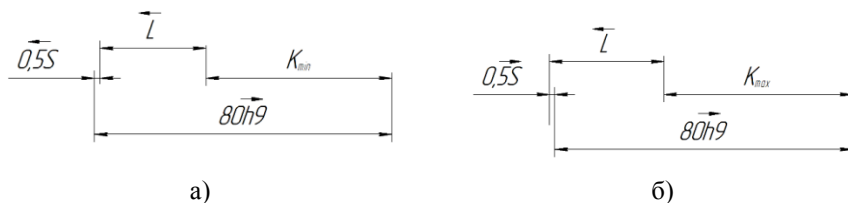


Рисунок 3

На розрахунковій схемі розмір L – налагоджувальний. Це розмір від центру пальця до інструменту, $L_{\max} = L_{\min} = L$.

У методиці із розрахунку розмірних ланцюгів отримуємо такі формули:

$$\begin{aligned} K_{\max} &= 80h9_{\max} + 0,5S_{\max} - L_{\min} \\ K_{\min} &= 80h9_{\min} - 0,5S_{\max} - L_{\max} \end{aligned} \quad (2)$$

Тоді похибка базування на розмір K складає:

$$e_o(K) = 80h9_{\max} - 80h9_{\min} + S_{\max} - (L_{\max} - L_{\min}) = T(80h9) + S_{\max} \quad (3)$$

Для розрахунку похибки базування на розмір H застосовується такий же підхід. Але у цьому випадку необхідно зобразити два положення коли заготовка зсунута у напрямку розміру H у край нижче положення та у край вище, так що контакт з отвором відбувається у точці M та у точці N відповідно (рис. 4). Вимірювальною базою є поверхня II корпусної деталі. Різниця у положенні цієї поверхні і визначає похибку базування.

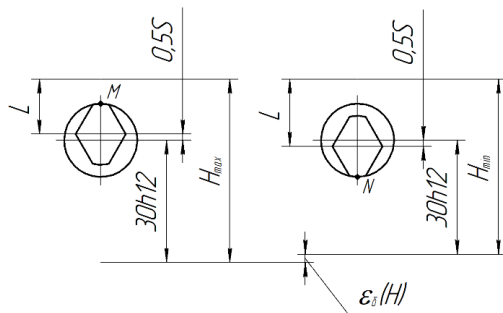


Рисунок 4

Похибка базування визначається аналогічно згідно формулі:

$$\varepsilon_o(H) = H_{\max} - H_{\min}$$

Розміри $H_{\max}$ та $H_{\min}$ визначаються з розмірного ланцюга (рис. 5).



Рисунок 5.

З розмірних ланцюгів отримуємо наступні формули:

$$H_{\max} = 30h12_{\max} + 0,5S_{\max} + L_{\max}$$

$$H_{\min} = 30h12_{\min} - 0,5S_{\max} + L_{\min}$$

Похибка базування буде:

$$e_o(H) = T(30h12) + S_{\max} \quad (4)$$

У отриманих формулах $S_{\max}$ максимальний зазор між базуючим пальцем та отвором.

У більшості схем базування корпусних деталей по площині та двом перпендикулярним отворах отвори розносяться по діагоналі. Нехай необхідно фрезерувати паз аналогічного прикладу. Але отвори розташовані на осі, яка нахилена під кутом α до горизонталі (рис. 6).

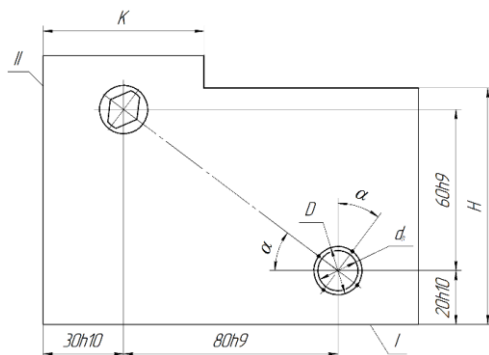


Рисунок 6

Необхідно визначити похибку базування на розмір H та розмір K . Розміри $30h10$, $80h9$, $20h10$, $60h9$ та діаметри отворів D та діаметри пальців d_n з допусками $T(D)$ та $T(d_n)$ є довільними величинами. Для розміну H вимірювальною базою є поверхня I деталі, а для розміру K – поверхня II .

Для розрахунку похибки базування на розмір K необхідно розглянути зсув заготовки у напрямку лінії, яка з'єднує осі пальців згідно схеми у напрямку стрілок (рис. 7).

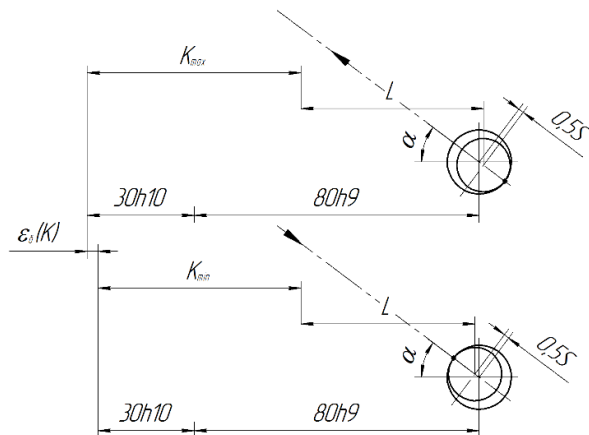


Рисунок 7

Таким чином, у відмінності від розрахункової схеми приходимо до розмірних ланцюгів з непаралельним розташуванням розмірів. Для розрахунку необхідно спроектувати усі розміри на напрямок замикаючого розміру K . Розмір L використовується для налагодження, як і прикладі, що приведено вище. Отримаємо розмірні ланцюги для визначення розміру $K_{\max}$ та $K_{\min}$ (рис. 8).

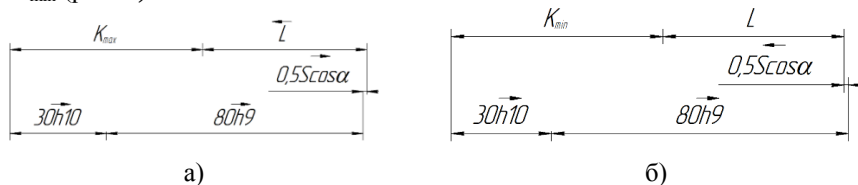


Рисунок 8

Таким чином, отримаємо граничні розміри:

$$K_{\max} = 30h10_{\max} + 80h9_{\max} + 0,5S_{\max} \cos \alpha - L_{\min}$$

$$K_{\min} = 30h10_{\min} + 80h9_{\min} - 0,5S_{\max} \cos \alpha - L_{\max}$$

Похибка базування визначаємо згідно формулою (1),

$$\varepsilon_o(K) = T(30h10) + T(80h9) + S_{\max} \cos \alpha \quad (5)$$

Для розміру H необхідно розглянути зсув заготовки у напрямку лінії яка перпендикулярна до напрямку попереднього переміщення згідно розрахункової схеми (рис. 9).

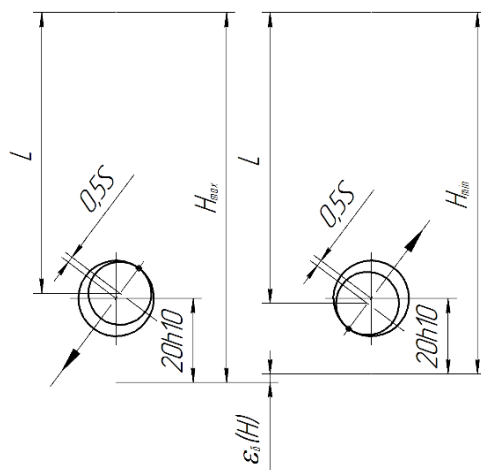


Рисунок 9

Отримуємо розміри ланцюгів для визначення розміру $H_{\max}$ та $H_{\min}$ (рис. 10). Як у попередньої схеми усі розміри спрямовані на напрямок замикаючої ланки H .

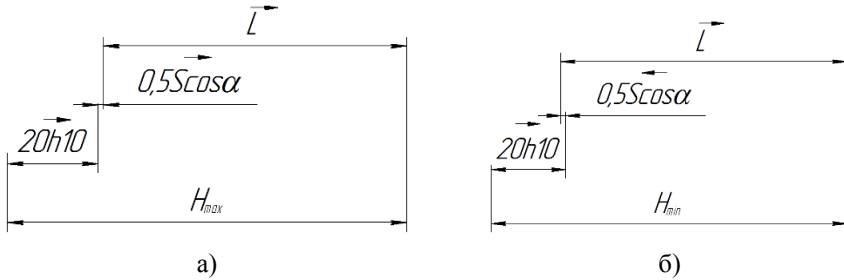


Рисунок 10

Граничні розміри:

$$H_{\max} = 20h10_{\max} + 0,5S_{\max} \cos\alpha + L_{\max}$$

$$H_{\min} = 20h10_{\min} - 0,5S_{\max} \cos\alpha + L_{\min}$$

Похибка базування визначаємо згідно формулою (1),

$$\varepsilon_o(H) = T(20h10) + S_{\max} \cos\alpha \quad (6)$$

Таким чином, порівнюючи формули (3), (4) та формули (5) (6) можна прийти до висновку, що рознесення установчих пальців по діагоналі зменшує вплив максимального зазору на похибку базування. Причому, чим більше кут α тим менше буде вплив на похибку базування зазору $S_{\max}$.

До другої групи можна віднести, наприклад, схеми базування деталей по трьом площам з допусками на кутові розміри. Нехай фрезерується площина у корпусної деталі набором циліндричних фрез (рис. 11). Необхідно розрахувати похибку базування на розмір A , якщо задані технологічні розміри h , B , E та кути α та β .

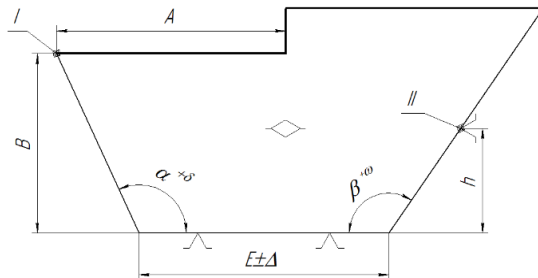


Рисунок 11

Вимірювальною базою для розміру A є точка I , а технологічною установочою базою є точка II . Ці крапки не співпадають, тому виникає похибка базування. Для визначення похибки базування не розмір A побудуємо розмірні ланцюги вводючи допоміжні лінійні розміри a , b та налагоджувальний розмір L від опори до торця фрези (рис. 12).

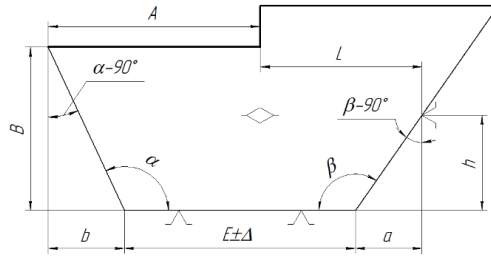


Рисунок 12

Допоміжні лінійні розміри визначаються за виразами:

$$\begin{aligned} a &= h \operatorname{tg}(\beta - 90^\circ) \\ b &= B \operatorname{tg}(\alpha - 90^\circ) \end{aligned} \quad (7)$$

У формулі () розмір h та B постійні величини, тому максимальні та мінімальні розміри визначаються за формулами:

$$\begin{aligned} a_{\max} &= h \operatorname{tg}(\beta + \omega - 90^\circ) \\ a_{\min} &= h \operatorname{tg}(\beta - 90^\circ) \\ b_{\max} &= B \operatorname{tg}(\alpha + \delta - 90^\circ) \\ b_{\min} &= B \operatorname{tg}(\alpha - 90^\circ) \end{aligned} \quad (8)$$

Для визначення розміру A також будуємо розмірну схему (рис. 13). З якої отримуємо максимальний та мінімальний розмір:

$$\begin{aligned} A_{\max} &= b_{\max} + E_{\max} + a_{\max} - L_{\min} \\ A_{\min} &= b_{\min} + E_{\min} + a_{\min} - L_{\max} \end{aligned} \quad (9)$$

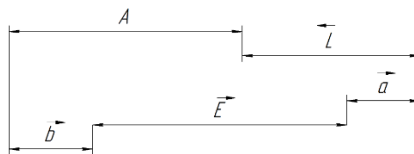


Рисунок 13

Похибка базування визначаємо за формулою:

$$\varepsilon_{\theta}(A) = A_{\max} - A_{\min} = (b_{\max} - b_{\min}) + (a_{\max} - a_{\min}) + (E_{\max} - E_{\min}) + (L_{\max} - L_{\min})$$

У зв'язку з тим, що $L_{\max} = L_{\min} = L$ та підставляю формулу (9) отримуємо:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\theta}(A) = & B[tg(\alpha + \delta - 90^{\circ}) - tg(\alpha - 90^{\circ})] + \\ & + h[tg(\beta + \omega - 90^{\circ}) - tg(\beta - 90^{\circ})] + 2\Delta \end{aligned} \quad (10)$$

Згідно з формулою тригонометрії $tg x - tg y = \frac{\sin(x-y)}{\cos x \cos y}$ формула (10)

уде спрощена до наступного вигляду:

$$\varepsilon_{\theta}(A) = B \frac{\sin \delta}{\sin(\alpha + \delta) \sin \alpha} + h \frac{\sin \omega}{\sin(\beta + \omega) \sin \beta} + 2\Delta \quad (11)$$

Якщо кутові розміри $\alpha = 90^{\circ}$ та $\beta = 90^{\circ}$, то формула (11) прийме вигляд:

$$\varepsilon_{\theta}(A) = B \cdot tg \delta + h \cdot tg \omega + 2\Delta \quad (12)$$

Розглянута методика розрахунку похибки базування є універсальною та може бути застосована для розрахунку будь якої схеми базування.

Висновки. Застосування цієї методики дозволяє визначити не тільки похибку базування, але також виконати аналіз технологічних розмірів. У роботі розглянуто тільки розрахунок похибки базування для двох схем базування для яких наведені загальне визначення похибки базування. На основі цієї методики можливо виконати розрахунки похибки базування для можливих схем базування в загальному вигляді та широко застосовувати їх в інженерних розрахунках. Методику розрахунку похибки базування за допомогою розмірних ланцюгів можна також використовувати не тільки для простих схем базування, а також для складних просторих схем базування деталей.

Список використаних джерел: 1. Косов Н.П. Технологическая оснастка: вопросы и ответы – М.: Машиностроение, 2007 – 304 с. 2. Тарабин О.И. Проектирование технологической оснастки в машиностроении / О.И. Тарабин, А.П. Абызов, В.Б. Ступко. – СПб: Издательство «Лань», 2013 – 304 с. 3. Зубарев Ю.М. Расчет и проектирование приспособлений в машиностроении / Ю.М. Зубарев – СПб: Издательство «Лань», 2015 – 320 с.

Bibliography (transliterated): 1. Kosov N.P. Tehnologicheskaya osnastka: voprosy i otvety / M.A. Anserov – L.: Mashinostroenie, 2007. – 304 s. 2. Tarabirin O.I. Proektirovanie tehnologicheskoy osnastki v mashinostroenii / O.I. Tarabirin, A.P. Abyzov, V.B. Stupko – Spb: Izdatelstvo «Lan», 2013 – 304 s. 3. Zubarev Yu.M. Raschet i proektirovanie prispособlenij v mashinostroenii / Yu.M. Zubarev – Spb: Izdatelstvo «Lan», 2015 – 320 s.

УДК 669.295:621.785

В.С.ТРУШ, канд. техн. наук, Львів, Україна

ДЕЯКІ АСПЕКТИ ВИБОРУ ПАРАМЕТРІВ ОБРОБКИ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ЗА ТЕРМОДИФУЗІЙНОГО НАСИЧЕННЯ З КИСНЕВМІСНОГО ГАЗОВОГО СЕРЕДОВИЩА

У статті теоретично та методологічно обґрунтовано вибір параметрів (температура, тривалість обробки, парціальний тиск кисню) термодифузійного насичення титанових сплавів з кисневмісного газового середовища для забезпечення формування поверхневих дифузійно-зміцнених шарів без наявності поверхневих плівок.

Ключові слова: обробка титанових сплавів

В статье теоретически и методологически обоснован выбор параметров (температура, продолжительность обработки, парциальное давление кислорода) термодиффузионного насыщения титановых сплавов с кислородсодержащей газовой среды для обеспечения формирования поверхностных диффузионно-упрочненных слоев без наличия поверхностных пленок.

Ключевые слова: обработка титановых сплавов

Theoretically and methodologically the choice of parameters is substantiated (temperature, duration of the treatment, the partial pressure of oxygen) of thermodiffusion saturation of titanium alloys with an oxygen-containing gaseous medium for the formation of diffusion-hardened surface layers without the presence of surface films are presented in this paper.

Keywords: titanium alloys

Вступ. Розвиток сучасної науки і техніки потребує конструкційних матеріалів з високими фізико-механічними властивостями: питомою міцністю, корозійною стійкістю в агресивних середовищах тощо [1-2]. Титан і сплави на його основі задовольняють вище переліченим вимогам, а Україна є однією з небагатьох країн світу з розвиненим авіакосмічним комплексом – основним споживачем титанових сплавів [3].

Освоєння нових технологій виготовлення й обробки (термічна та хіміко-термічна обробки, зварювання тощо) виробів із титанових сплавів через високу їх хімічну активність до елементів втілення (O, N, C) неминуче зіштовхується із проблемою газонасичення поверхневого шару металу (твердорозчинного зміцнення домішками втілення) й прогнозування його впливу на експлуатаційні властивості виробів [8-9].

В основі запропонованого способу лежать раніше встановлені дані про підвищення межі витривалості титанових сплавів [9, 10] при певному співвідношенні параметрів: відносної зміцнення поверхні до і товщини зміцненої зони / поверхневих шарів, сформованих при дифузійному насиченні домішками впровадження з контрольованого газового середовища.

У зв'язку з цим, виникає необхідність формування газонасичених шарів з різним співвідношенням параметрів «поверхнева твердість / глибина газонасиченої (зміцненої) зони» для визначення їх оптимального співвідношення (рис. 1).

Цього можна досягнути за рахунок відповідної зміни температурно-часових та газодинамічних параметрів технологічного середовища під час термодифузійного насичення елементами втілення.

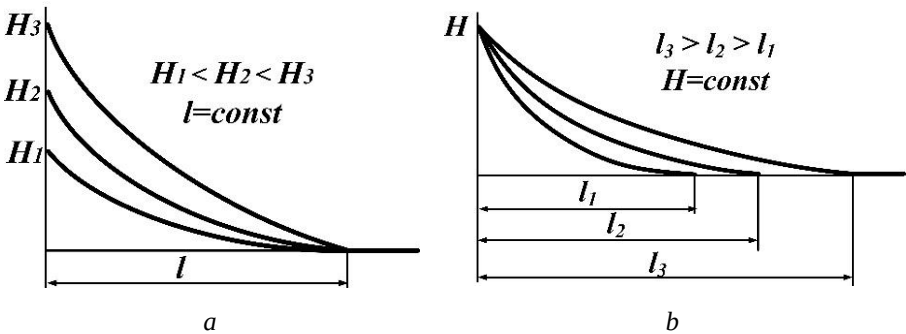


Рисунок 1 – Формування газонасичених (зміцнених) шарів з різним співвідношенням параметрів «поверхнева твердість H / глибина газонасиченої (зміцненої) зони l »: a – різна поверхнева твердість при $l = \text{const}$, b – різна глибина зміцненої зони при $H = \text{const}$.

Тому для оптимізації проведення експериментів та визначення діапазону параметрів хіміко-термічної обробки у роботі було **поставлено мету** - провести теоретичне та методологічне обґрунтування вибору параметрів обробки титанових сплавів за термодифузійного насичення з кисневмісного газового середовища.

Результати досліджень. Вибір температурного діапазону досліджень. Верхня границя діапазону температур термодифузійного насичення обмежена $T = 800^\circ\text{C}$ – температурою формування вихідної структури титанових сплавів. Нижня границя – $T = 650^\circ\text{C}$ зумовлена суттєвим зменшенням активності взаємодії за нижчих температур і неможливістю формування газонасичених шарів за реальні проміжки часу. Таким чином температурний діапазон термодифузійного насичення складає $650^\circ\text{C} \leq T \leq 750^\circ\text{C}$.

Вибір параметрів газового середовища.

Необхідна умова твердорозчинного зміцнення – відсутність поверхневих плівок, навіть тонких. Відомо, що в обраному температурному діапазоні $650^\circ\text{C} \leq T \leq 750^\circ\text{C}$ основним насичуючим елементом є кисень [11, 12].

Для термодинамічного аналізу розглянемо зміни характеристичних функцій стану системи зі зміною температури та парціального тиску газових

складових (O_2 , N_2). Для цього були використані табличні значення термодинамічних параметрів [11] та наступні відомі залежності:

$$\Delta G_T = \Delta H^\circ_T - T \cdot \Delta S^\circ_T + RT \ln(1/p_A) = \Delta G^\circ_T + RT \ln(1/p_A),$$

де ΔH°_T - зміна ентальпії досліджуваної системи в результаті реакції за температури T в нормальних умовах, Дж/моль, T - температура, К, ΔS°_T - зміна ентропії системи за температури T в нормальних умовах, Дж/(моль×К); R – універсальна газова стала, $R = 8,314$ Дж/(моль×К); p_A – парціальний тиск компонент у насичуючому середовищі, атм.

Згідно термодинамічних розрахунків за всіх умов взаємодії утворення твердого розчину кисню в α -титані є більш енергетично вигідним, ніж оксидування (рис. 2).

За достатньої кількості кисню миттєво утворюється оксидна плівка і подальший процес контролюється дифузією реагентів крізь оксид.

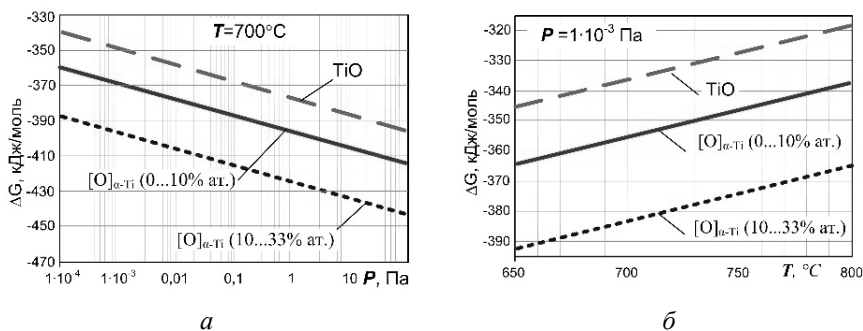


Рисунок 2 – Зміна енергії Гібса при утворенні твердих розчинів кисню в α -титані та оксиду TiO при $T = 700^\circ\text{C}$ в залежності від тиску кисню (а) та від температури (б) при тиску розрідженого повітря $P = 10^{-3}$ Па

Якщо швидкість відведення кисню від поверхні перевищуватиме швидкість його підведення з газового середовища, оксидна плівка не утворюватиметься зовсім, або вона буде розсмоктуватися. Щоби змістити процес взаємодії в бік розчинення кисню в металі з утворенням твердого розчину, слід зменшити його парціальний тиск у газовому середовищі. На користь цього свідчать і експериментальні дані про розсмоктування оксидних плівок у високому вакуумі [13]. Тому, згідно з метою – регламентованим твердорозчинним зміцненням поверхневих шарів титанових сплавів, застосовуватимемо газове середовище з низьким парціальним тиском кисню. Розчинність (рівноважна концентрація) кисню в титані за умов контакту з газовим середовищем залежить від температури та парціального тиску кисню (рис. 3).

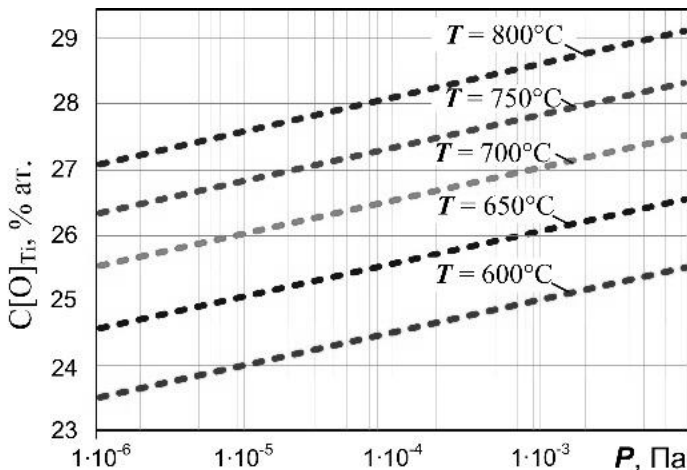


Рисунок 3. – Розчинність кисню в титані – рівноважна концентрація.

Таким чином, концентрацію дифузанта (кисню) у поверхневому шарі металу можна змінювати як за рахунок зміни його парціального тиску у середовищі, так і шляхом зміни температури. Останнє більш ефективне. Відомо, також, що за парціального тиску кисню, більшого за $6 \cdot 10^{-2}$ Па, на титанових сплавах ще утворюються оксидні плівки, наявність яких на промислових виробках не допускається [11]. Тому вибираємо верхню границю тиску кисню $P_{O_2} = 1 \cdot 10^{-2}$ Па. Нижню границю парціального тиску кисню вибираємо з міркувань збереження достатньої активності газового середовища. За парціальних тисків кисню нижчих $P_{O_2} \leq 6 \cdot 10^{-4}$ Па процес газонасичення сповільнюється.

Таким чином, діапазон парціального тиску кисню, в якому будуть проводитись дослідження, становитиме $1 \cdot 10^{-2} \geq P_{O_2} \geq 6 \cdot 10^{-4}$ Па. Таких параметрів газового середовища можна досягти, використовуючи системи відкачування з дифузійними паромасляними насосами або застосовуючи інертний газ (аргон) високого ступеня очищення, що пов'язано з технічними труднощами. Ураховуючи, що вміст кисню в нормальній повітряній атмосфері становить 20%, необхідне розрідження у вакуумній печі повинно змінюватися у межах $5 \cdot 10^{-2} \geq P \geq 1 \cdot 10^{-3}$ Па.

Вибір тривалості термодифузійного насичення. У рамках фізико-математичної моделі оксидування, з використанням дифузійного рівняння Фіка із завданням постійної поверхневої концентрації кисню на межі метал / газ та коефіцієнтом дифузії кисню D в α -титані [11] розраховано за формулою $l \approx \sqrt{D \cdot t}$ глибину (l) проникнення кисню при різних температурах в залежності від тривалості (t) експозиції (рис. 4).

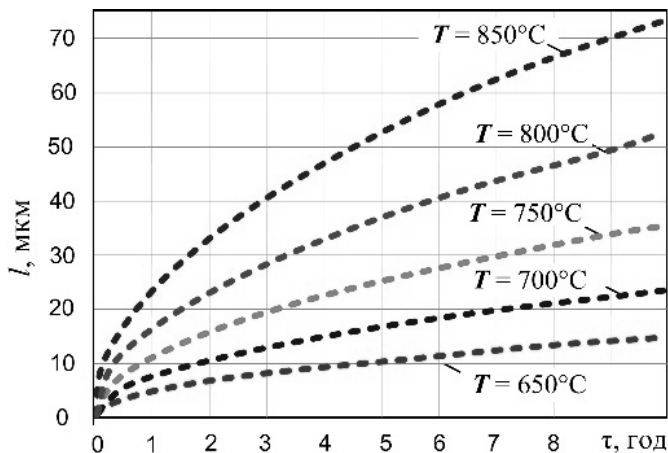
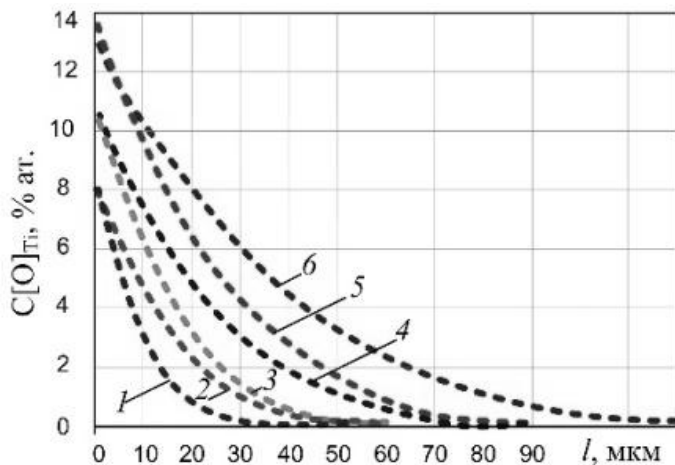


Рисунок 4 – Залежність розміру дифузійної зони від температури та тривалості насичення.



1 – $T = 650^\circ\text{C}$, $P = 0,13$ Па; 2 – $T = 700^\circ\text{C}$, $P = 0,013$ Па;
 3 – $T = 700^\circ\text{C}$, $P = 0,13$ Па; 4 – $T = 750^\circ\text{C}$, $P = 0,013$ Па;
 5 – $T = 750^\circ\text{C}$, $P = 0,13$ Па; 6 – $T = 800^\circ\text{C}$, $P = 0,013$ Па.

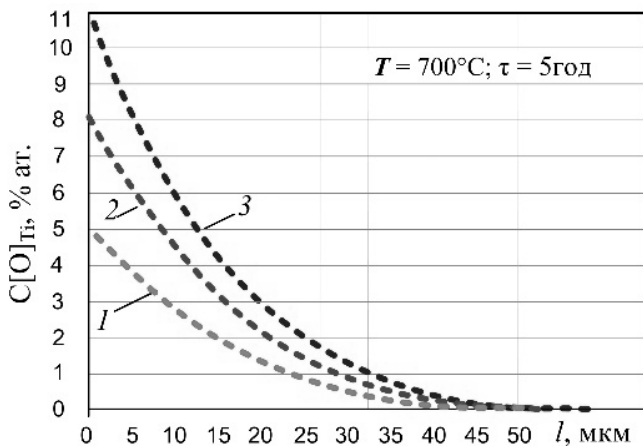
Рисунок 5 – Розподіл концентрації кисню в титанових сплавах у залежності від параметрів середовища.

Згідно попередніх результатів, отриманих на плоских зразках за умов малоциклового чистого згину, глибина зміцненого (газонасиченого) шару для забезпечення максимального рівня довговічності становить $l \leq 30$ мкм. Тому тривалість термодифузійного насичення обмежуємо 5...7 год, що відповідає параметрам вакуумної термообробки виробів з титанових сплавів у авіаційній промисловості [14].

Вибір температурно-часових та газодинамічних параметрів термодифузійного насичення. На рис. 5 та 6 наведено приклади визначення параметрів хіміко-термічної обробки при сталому часі для регламентованого газонасичення поверхневого шару металу. Розрахунки ґрунтуються на розроблених раніше підходах до опису газонасичення α -титанових сплавів з розрідженого газового середовища [14].

З наведених результатів видно, що в обраному температурно-часовому, та газодинамічному діапазонах можна реалізувати закладену в основу проекту ідею цілеспрямованого формування газонасичених (твердорозчинне зміцнення) шарів. Отримання зміцнених (газонасичених) шарів з однаковою поверхневою твердістю, але різної глибини може бути реалізоване за рахунок відповідної зміни температури та тиску газового середовища - збільшення температури + зменшення тиску та навпаки – (рис. 5).

Отримання різної поверхневої твердості за однакової глибини зміцненої зони може бути реалізоване за рахунок зміни тиску газового середовища при постійній температурі (рис. 6). Зміною всіх трьох параметрів: тиск, температуру, тривалість насичення, - можна формувати газонасичені (зміцнені) шари з різним співвідношенням параметрів «твердість / глибина».



1 – $P = 1,3 \cdot 10^{-3}$ Па; 2 – $P = 0,013$ Па; 3 – $P = 0,13$ Па.

Рисунок 6 – Розподіл концентрації кисню в титанових сплавах у залежності від параметрів середовища.

Аналогічні підходи можна застосувати і при формуванні регламентованих зміцнених шарів за насичення з азотовмісного і вуглецевмісного газових середовищ.

Висновки. Проведено теоретичне та методологічне обґрунтування схем та режимів поверхневого зміцнення титанових сплавів за умов термодифузійного насичення з газового середовища. Показано, що різна поверхнева мікротвердість за однакової глибини зміцненої зони формується за рахунок зміни тиску газового середовища при постійній температурі. Також показано, що зміною всіх трьох параметрів обробки: тиск, температуру, тривалість насичення, - можна формувати газонасичені (зміцнені) шари з різним співвідношенням параметрів «твердість / глибина».

Перспективи подальшого розвитку даного напрямку. Результати, які висвітлено у даній роботі можуть бути використані для розробки схем та режимів хіміко-термічної обробки титанових сплавів у контрольованих кисневмісних, азотовмісних або вуглецевмісних газових середовищ для формування поверхневих зміцнених шарів з різним співвідношенням параметрів «твердість / глибина» з метою підвищення експлуатаційних характеристик виробів авіаційної техніки, машинобудування, хімічної промисловості та медицини.

Список використаних джерел: 1. Moiseyev V.N. Titanium Alloys. Russian aircraft and aerospace applications / London-New York-Singapore.: Taylor & Francis Group, 2006. – 207 p. 2. Fujii Hideki, Takahashi Kazuhiro, Yamashita Yoshito Application of titanium and its alloys for automobile parts. Nippon Steel Technical Report. – 2003. – No 88. – P. 70–75. 3. Патон Б.Є., Шнак А.П., Івасишин О.М. Основні напрямки наукових досліджень з титанової проблематики в Україні / // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2006. – №3. – С. 5-17. 4. Ильин А.А., Колачёв Б.А., Полюкин И.С. Титановые сплавы. Состав, структура, свойства: справочник / – М.: ВИЛС–МАТИ, 2009. – 520 с. 5. Корнилов И.И. Глазова В.В. Взаимодействие тугоплавких металлов переходных групп с кислородом. – М.: Наука, 1967. – 254 с. 6. Sha W., Malinov S. Titanium alloys: modeling of microstructure, properties and applications / – Woodhead Publishing Limited, 2009. – 569 p. 7. Gerd Lutjering, James C. Williams. 2nd edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2007, 438 p. 8. Труш. В. С., Пічугін А. Т. Лук'яненко, О. Г. Підвищення ресурсу виробів з титанових сплавів регламентованим твердорозчинним зміцненням поверхневих шарів металу / // Теория и практика металлургии. – 2010. – Том 78-79. – № 5-6. – С. 31 – 35. 9. Fedirko V.N., A.G. Luk'yanenko, V.S. Trush Solid-Solution Hardening of the Surface Layer of Titanium Alloys. Part 1. Effect on Mechanical Properties. Metal Science and Heat Treatment. November 2014, Volume 56, Issue 7, pp 368–373. DOI: 10.1007/s11041-014-9764-3). 10. Fedirko V M., Pichugin A. T. and others Evaluation of the serviceability of products made of titanium alloys with gas-saturated layers // Materials Science. 1996. V. 32. No.6. P. 688 – 693. 11. Фромм, Е. Гебхардт Е. Газы и углерод в металлах: пер. с нем. В.Т. Бурцева, под ред. Б.В. Линчевского. – М.: Металлургия, 1980. – 711 с. 12. Колачев Б.А. Садков В.В., Талалаев В.Д. и др. Вакуумный отжиг титановых конструкций / – М.: Машиностроение, 1991. – 224 с. 13. Пульцин Н.М., Афонин В.К. Изменение характеристик поверхностного слоя титановых сплавов под влиянием вакуума и высоких температур. В кн.: Некоторые вопросы изменения свойств титановых сплавов под влиянием условий обработки. – Ленинград, 1971. – С. 17-24. 14. ПИ 1.2.139-80. Вакуумная термообработка деталей и сборочных единиц из деформируемых титановых сплавов. – НИАТ–ВИАМ, 1980. – 16 с. 14. Максимович Г.Г., Федирко В.Н., и др. Влияние остаточных газов вакуумной атмосферы на кинетику газонасыщения сплавов титана. Физ.-хим. механика материалов. – 1987. – Т. 23, № 2. – С. 102-106.

Bibliography (transliterated): 1. Moiseyev V.N. Titanium Alloys. Russian aircraft and aerospace applications / London-New York-Singapore.: Taylor & Francis Group, 2006. – 207 p. 2. Fujii Hideki, Takahashi Kazuhiro, Yamashita Yoshito Application of titanium and its alloys for automobile parts. Nippon Steel Technical Report. – 2003. – No 88. – P. 70–75. 3. Paton B.C., Shpak A.P., Ivasishin O.M. Osnovni naprjamki naukovih doslidzhen' z titanovoi problematiki v Ukraïni // Fiz.-him. mehanika materialiv. – 2006. – №3. – С. 5-17. 4. Il'in A.A., Kolachjov B.A., Pol'kin I.S. Titanovyje splavy. Sostav, struktura, svojstva: spravochnik / □ M.: VILS–MATI, 2009. – 520 s. 5. Kornilov I.I. Glazova V.V. Vzaimodejstvie tugoplavkih metallov perehodnyh grupp s kislorodom. – M.: Nauka, 1967. – 254 s. 6. Sha W., Malinov S. Titanium alloys: modeling of microstructure, properties and applications /– Woodhead Publishing Limited, 2009. – 569 p. 7 Gerd Lutjering, James C. Williams. 2nd edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2007, 438 p. 8. Trush. V. S. , Pichugin A. T. Luk'janenko, O. G. Pidvishhennja resursu virobiv z titanovyh splaviv reglamentovanim tverdorozchinnim zmicnennjam poverhnevih shariv metalu // Teorija i praktika metallurgii. – 2010. – Tom 78-79. – № 5-6. – С. 31 – 35. 9. Fedirko V.N., A.G. Luk'yanenko, V.S. Trush Solid-Solution Hardening of the Surface Layer of Titanium Alloys. Part 1. Effect on Mechanical Properties. Metal Science and Heat Treatment. November 2014, Volume 56, Issue 7, pp 368–373. DOI: 10.1007/s11041-014-9764-3). 10. Fedirko V M., Pishugin A. T. and others Evaluation of the serviseability of products made of titanium alloys with gas-saturated lauers // Materials Ssiense. 1996. V. 32. No.6. P. 688 - 693. 11. Fromm, E. Gebhardt E. Gazy i uglerod v metallah: per. s nem. V.T. Burceva, pod red. B.V. Linchevskogo. – M.: Metallurgija, 1980. – 711 s. 12. Kolachev B.A. Sadkov V.V., Talalaev V.D. i dr. Vakuumnyj otzhig titanovyh konstrukcij / – M.: Mashinostroenie, 1991. – 224 s. 13. Pul'cin N.M., Afonin V.K. Izmenenie harakteristik poverhnostnogo sloja titanovyh splavov pod vlijaniem vakuumu i vysokih temperatur. V kn.: Nekotorye voprosy izmenenija svojstv titanovyh splavov pod vlijaniem uslovij obrabotki. – Leningrad, 1971. – S. 17-24. 14. PI 1.2.139-80. Vakuumnaja termoobrabotka detalej i sborochnyh edinic iz deformiruemym titanovyh splavov. – NIAT–VIAM, 1980. – 16 s. 14. Maksimovich G.G., Fedirko V.N., i dr. Vlijanie ostatocnyh gazov vakuumnoj atmosfery na kinetiku gazonasyshhenija splavov titana. Fiz.-him. mehanika materialov. – 1987. – T. 23, № 2. – S. 102-106.

УДК 621.787.4

В.А. ФЕДОРОВИЧ, д-р техн. наук,

И.Н. ПЫЖОВ, д-р техн. наук,

Н.В. РЯЗАНОВА-ХИТРОВСКАЯ,

В.В. ВОРОПАЙ, Харьков, Украина

ДИНАМИЧЕСКОЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ

Стаття присвячена дослідженню впливу умов процесу алмазного вигладжування на напружено-деформований стан зони обробки. Шляхом поєднання модельних експериментів на основі методу скінченних елементів і планування багатofакторного експерименту встановлено математичну модель і визначені оптимальні значення використовуваних факторів. Як параметр оптимізації використовували максимальні значення еквівалентних напружень.

Ключові слова: алмазне вигладжування, метод скінченних елементів

Статья посвящена исследованию влияния условий процесса алмазного выглаживания на напряженно-деформированное состояние зоны обработки. Путем сочетания модельных экспериментов на основе метода конечных элементов и планирования многофакторного эксперимента установлена математическая модель и определены оптимальные значения используемых факторов. В качестве параметра оптимизации использовали максимальные значения эквивалентных напряжений.

Ключевые слова: алмазное выглаживание, метод конечных элементов

The article is devoted to the investigation of the influence of the conditions of the diamond smoothing process on the stress-strain state of the treatment zone. By combining model experiments based on the finite element method and planning a multifactor experiment, a mathematical model is established and the optimal values of the factors used are determined. The maximum values of equivalent stresses were used as an optimization parameter.

Keywords: diamond smoothing, finite element method

1. Постановка проблеми. Современные тенденции создания наукоемкой продукции характеризуются резким расширением приложений математики, во многом связанным с созданием и развитием средств вычислительной техники [1]. Это открывает перспективы разработки трехмерной методологии комплексного исследования процессов обработки деталей машин, в том числе и методом алмазного выглаживания, с целью повышения эффективности процессов обработки и улучшения эксплуатационных свойств производимой продукции. Методология трехмерного компьютерного моделирования позволяет существенно сократить объем экспериментальных исследований при определении оптимальных условий обработки для получения изделий требуемого качества.

Создание методологических основ моделирования процессов обработки методом алмазного выглаживания позволит существенно повысить их эффективность и стабильность, повысить качество продукции, добиться увеличения стойкости инструмента и тем самым улучшить экономические показатели процесса.

2. Анализ последних достижений и публикаций. Основными моделируемыми технологическими процессами являются процессы резания: фрезерование, точение, сверление, развертывание, протягивание и др. [2]. Для имитационного моделирования процессов алмазного выглаживания [4] с целью определения температурных и силовых характеристик, эквивалентных и остаточных напряжений в зоне пластической деформации часто используется ведущий специализированный программный комплекс AdvantEdge компании Third Wave Systems основанный на методе конечных элементов. Он позволяет осуществлять 2D и 3D моделирование и симулировать процессы механической обработки в динамике [3]. Программа позволяет рассчитывать температуры и силы, действующие в системе инструмент-заготовка, эквивалентные напряжения, остаточные напряжения и т.д. Помимо стандартного инструмента и заготовок у пользователя есть возможность загружать в программу собственные CAD-модели, траектории и параметры их движения, выбирать их материалы из обширного каталога программы или создавать пользовательские, задавать начальные условия (начальная температура, внутренние напряжения и др.), а также учитывать воздействие СОТС. Это позволяет расширить охват технологических процессов и использовать AdvantEdge для моделирования и симуляции процесса алмазного выглаживания.

3. Цель исследования. Определение влияния условий алмазного выглаживания на напряженно-деформированное состояние (НДС) системы «алмазный выглаживатель – обрабатываемый материал».

4. Материалы исследования. Для повышения результативности исследований в данной работе сочетались два подхода. Основой исследований являлось непосредственно 3D моделирование НДС рассматриваемой системы. Однако физические модельные эксперименты велись таким образом, чтобы их можно было непосредственно использовать для определения математической модели с помощью планирования многофакторного эксперимента. При исследовании процесса алмазного выглаживания использовали D – оптимальный план типа В4. Параметром оптимизации Y служили максимальные значения эквивалентных напряжений ($\sigma_{\text{экв}}$) в системе. В качестве факторов были приняты (табл. 1): радиус r_b рабочей поверхности алмазного выглаживателя (фактор X_1), скорость V выглаживания (фактор X_2), глубина t выглаживания (фактор X_3) и модуль упругости μ обрабатываемого материала (фактор X_4). Диапазоны

натуральных значений факторов были следующими: $r_b=1-3$ мм; $V=60-140$ м/мин; $t=6-10$ мкм; $\mu=(0,69-2,01)E+11$ Н/м².

В данной работе, чтобы задать модуль упругости обрабатываемого материала для соблюдения максимальной точности эксперимента и максимального соответствия реальному процессу было принято решение не создавать специальные пользовательские материалы, используя встроенные возможности программного пакета Third Wave Advantedge.

Таблица 2 – Значения исследуемых факторов для проведения модельных экспериментов

№ Эксперимента	X1 (r_b)	X2 (V)	X3 (t)	X4 (μ)	$Y(\sigma_{\text{экв}})$, ГПа
1	1	1	1	1	1,098
2	-1	1	1	1	1,395
3	1	-1	1	1	1,089
4	-1	-1	1	1	1,392
5	1	1	-1	1	1,056
6	-1	1	-1	1	1,329
7	1	-1	-1	1	1,039
8	-1	-1	-1	1	1,396
9	1	1	1	-1	0,422
10	-1	1	1	-1	0,484
11	1	-1	1	-1	0,416
12	-1	-1	1	-1	0,495
13	1	1	-1	-1	0,476
14	-1	1	-1	-1	0,485
15	1	-1	-1	-1	0,488
16	-1	-1	-1	-1	0,485
17	1	0	0	0	0,687
18	-1	0	0	0	0,652
19	0	1	0	0	0,673
20	0	-1	0	0	0,658
21	0	0	1	0	0,692
22	0	0	-1	0	0,691
23	0	0	0	1	1,196
24	0	0	0	-1	0,465

Материалы подбирались исходя из возможности и целесообразности их обработки методом алмазного выглаживания и с соблюдением равности шага их модулей упругости.

Используемые обрабатываемые материалы. *Термообработанный алюминиевый сплав EN AW 2024-T4*. Модуль упругости $\mu=69$ ГПа. Обладает

высокой прочностью и высокой устойчивостью к усталости, находит отличное применение в деталях и конструкциях, где желательно высокое соотношение прочности к массе. Методом алмазного шлифования его можно обработать до низкой шероховатости и высокой точности. *Никель-алюминиевая бронза C95500 (CuAl11Fe4Ni4)* с модулем упругости $\mu=135$ ГПа. Данная бронза обладает хорошими механическими свойствами (стойкость к истиранию, прочность, коррозионная стойкость хорошие криогенные свойства, демпфирующая способность в два раза больше, чем у стали, низкая магнитная проницаемость и др.). *Сталь 45*. Относится к классу конструкционных углеродистых качественных сталей и имеет модуль упругости $\mu=201$ ГПа.

Визуализация результатов модельных экспериментов представлена на рисунках 1 – 3.

В результате реализации выбранного плана В4 было получено следующее уравнение регрессии:

$$Y=0,670 - 0,075X_1 - 0,002X_2+0,002X_3+0,376X_4 - 0,001(X_1)^2 - 0,005(X_2)^2+0,021(X_3)^2+0,160(X_4)^2+0,006X_1X_2 - 0,007X_1X_3 - 0,068X_1X_4+0,004X_2X_3 - 0,001X_2X_4+0,017X_3X_4.$$

Основной задачей имитационного моделирования методом конечных элементов и планирования многофакторного эксперимента было изучение распределения эквивалентных напряжений в поверхностном слое обрабатываемой детали. От этих значений и их распределения зависит результат, полученный при обработке. При превышении предела текучести для обрабатываемого материала упругие деформации в поверхностном слое сменяются пластическими. Происходит дробление зерен металла и сильное искажение кристаллического строения, что приводит к размножению дислокаций, накопление которых вызывает увеличение твердости и прочности, а также уменьшение пластичности. Также деформирование поверхностного слоя вызывает в нем появление сжимающих остаточных напряжений.

В экспериментальной части работы проводилось исследование обработанной поверхности на технической базе Института технологий производства и обеспечения качества Университета им. Отто фон Герики, г. Магдебург. Для исследования ее чистоты и формы микронеровностей использовался оптический микроскоп *Nanofocus μsurf expert*, программный комплекс которого позволяет получать значения шероховатости, строить трехмерные модели поверхности, профили микронеровностей для любой части отсканированной поверхности в любом сечении и др.

Также исследовалось НДС поверхностного слоя после обработки. Применялся рентгенографический метод, основанный на явлении рассеяния мономатериальных рентгеновских лучей при прохождении через регулярную кристаллическую решетку материала. Исследование остаточных

напряжений в поверхностном слое обработанной заготовки проводилось с помощью портативного рентгеновского дифрактометра *Stresstech G2R*.

По результатам проведенного четырехфакторного эксперимента были построены двумерные зависимости максимальных значений эквивалентных напряжений, представленные на рисунках 4 – 6.

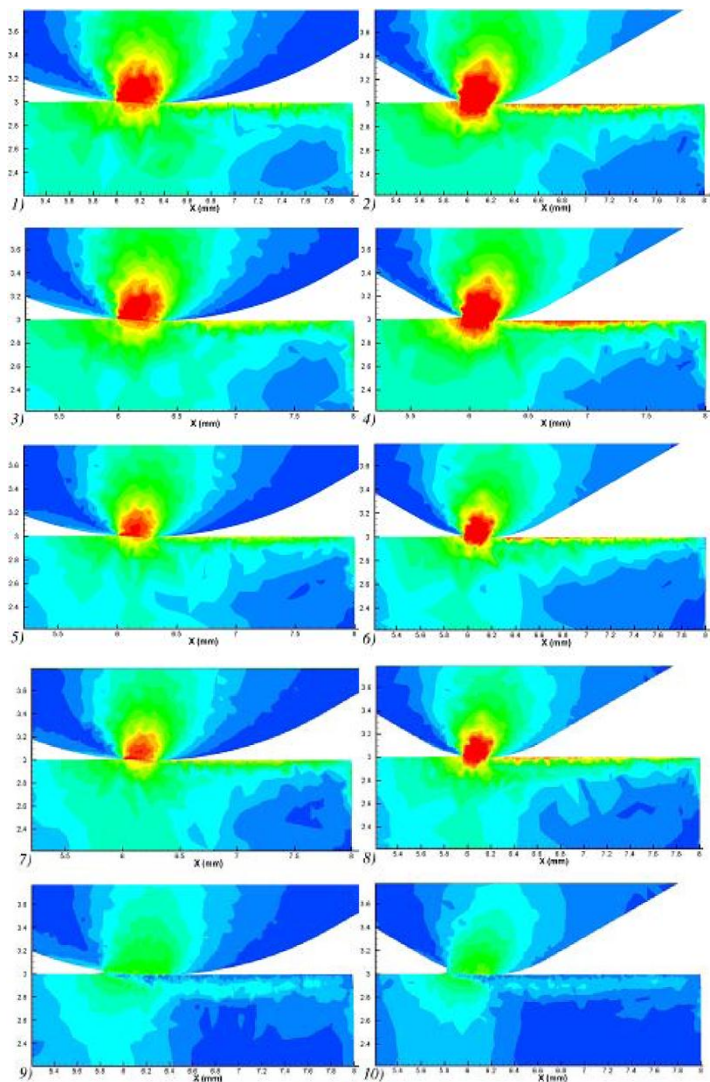


Рисунок 1 – Визуализация модельных экспериментов №№ 1-10

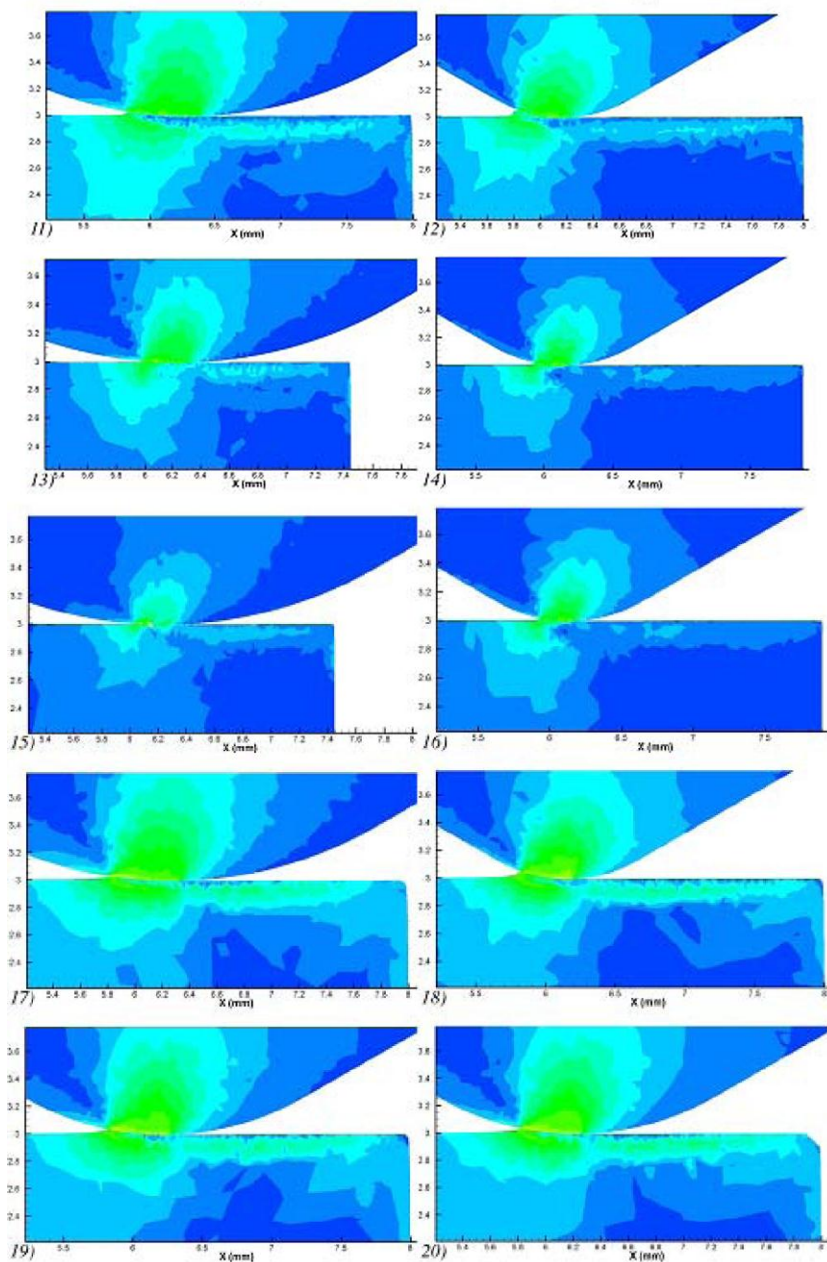


Рисунок 2 – Визуализация модельных экспериментов №№ 11-20

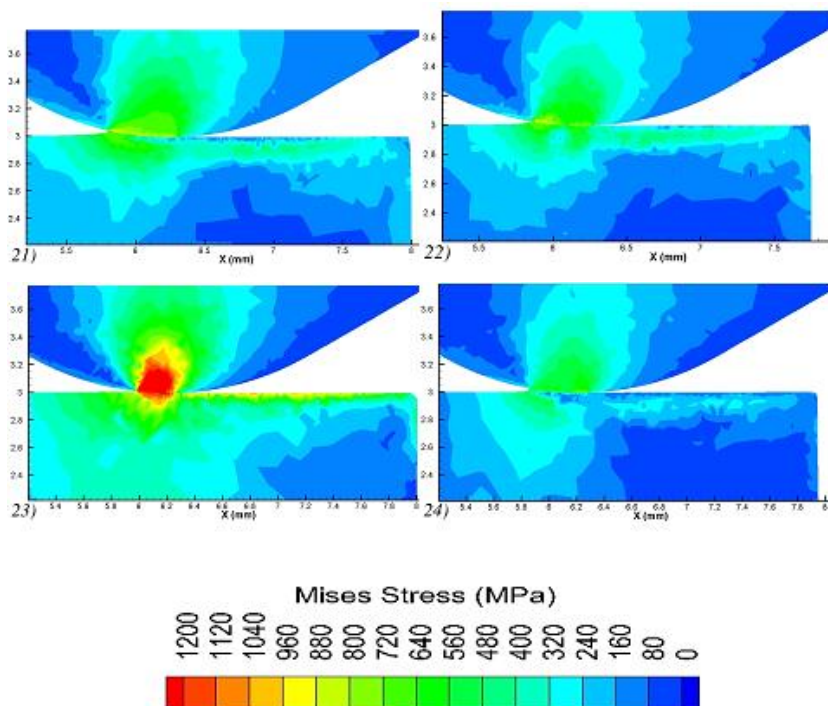


Рисунок 3 – Визуализация модельных экспериментов №№ 21-24

В ходе имитационного моделирования было выявлено значительное отличие в распределении эквивалентных напряжений в зависимости от модуля упругости обрабатываемого материала. Его влияние оказалось наиболее значительным по сравнению с остальными изменяемыми факторами.

При уменьшении модуля упругости обрабатываемого материала происходит значительный спад эквивалентных напряжений в поверхностном слое обрабатываемой детали. Модуль упругости (Юнга) характеризует сопротивление материала растяжению/сжатию при упругой деформации, или его свойство деформироваться вдоль оси воздействия силы. При увеличении модуля упругости материала им оказывается большее сопротивление деформации при обработке методом поверхностного пластического деформирования, что приводит к значительному увеличению эквивалентных напряжений как в поверхностном слое обрабатываемой детали, так и в алмазе инструмента.

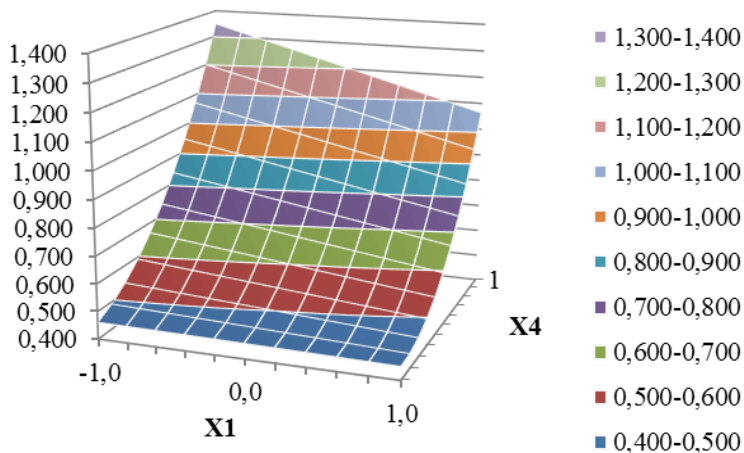


Рисунок 4 – Трехмерная зависимость напряжений от радиуса выглаживателя (X_1) и модуля упругости ОМ (X_4)

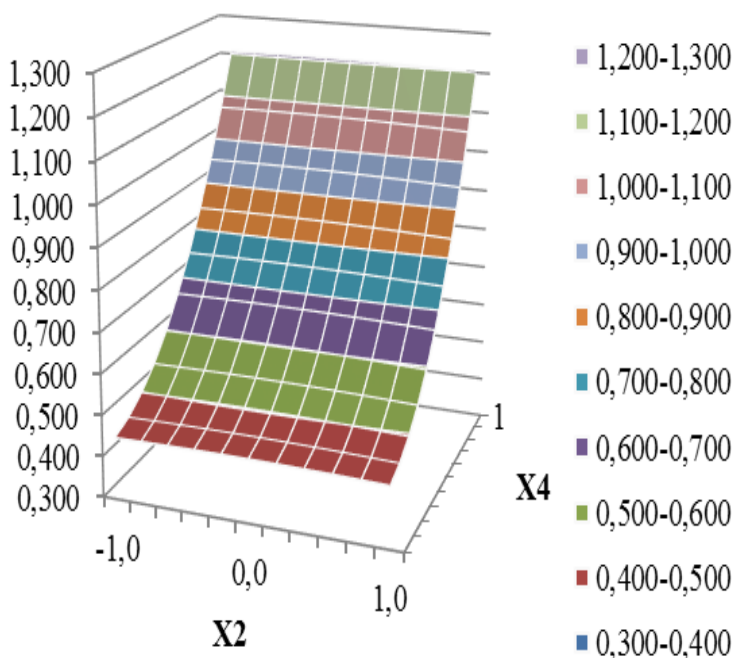


Рисунок 5 – Трехмерная зависимость напряжений от скорости (X_2) и модуля упругости ОМ (X_4)

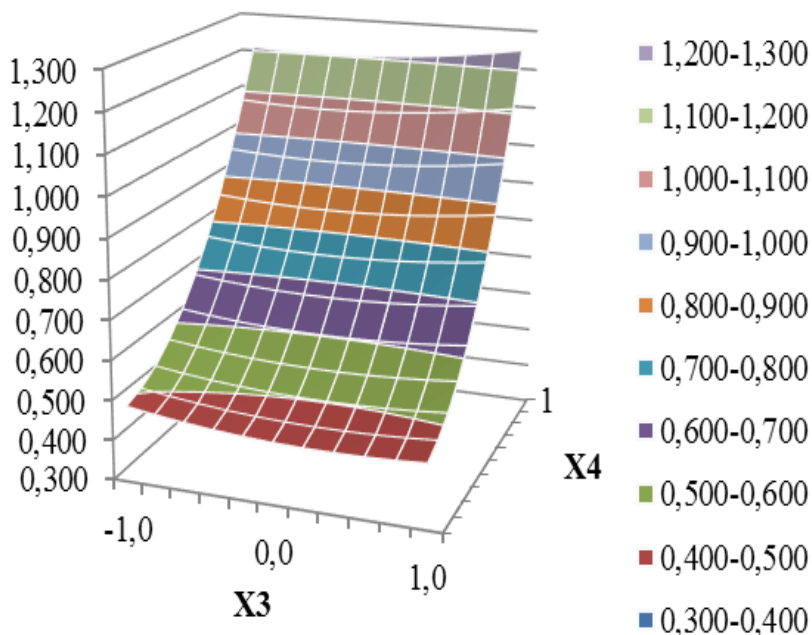


Рисунок 6 – Трехмерная зависимость напряжений от глубины (X_3) и модуля упругости ОМ (X_4)

Увеличение эквивалентных напряжений в поверхностном слое приводит к усилению его напряженно-деформированного состояния, от которого напрямую зависит упрочнение поверхности детали. Следовательно, можно сделать вывод о том, что материалы, имеющие больший модуль упругости, имеют лучшие показатели упрочнения поверхностного слоя при обработке методом алмазного выглаживания.

Как показал эксперимент, увеличение модуля упругости обрабатываемого материала приводит также к увеличению сил действующих на инструмент со стороны обрабатываемой детали. Проекция данной силы на координатные оси и их изменение с момента касания инструмента и заготовки для трех вариантов модуля упругости показаны на рис. 7.

Из графиков изменения проекций силы выглаживания видно, что составляющая силы в направлении противоположном направлению скорости для всех трех вариантов неизменно находится в районе 50-60 Н.

Наличие уравнения регрессии применительно к моделированию динамического процесса алмазного выглаживания позволило выявить возможные экстремумы в компьютерном пакете Maple 14.

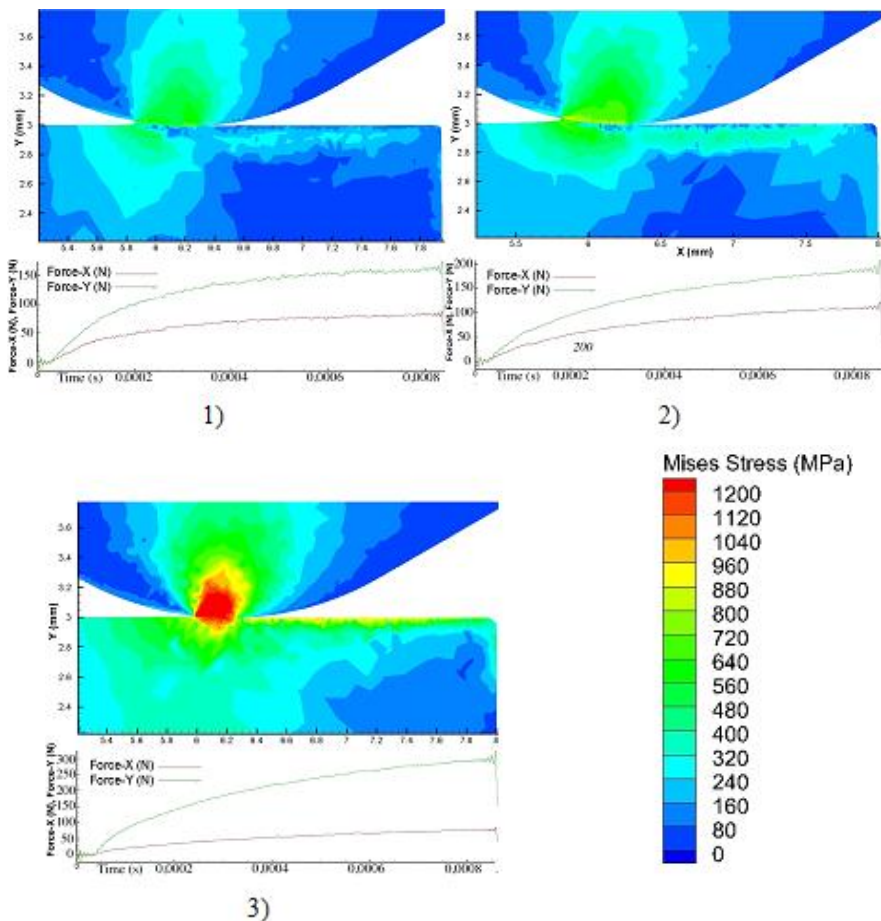
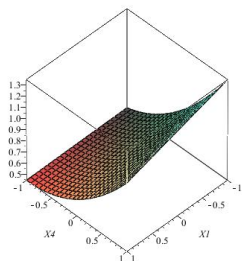


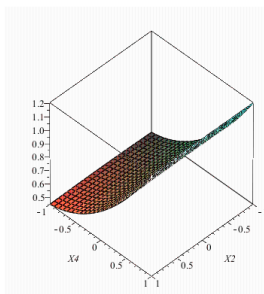
Рисунок 7 – Изменение проекций сил выглаживания и распределение эквивалентных напряжений для материалов: 1 – AW 2024-T4; 2 – C95500 (CuAl11Fe4Ni4); 3 – сталь 45 ($V=100$ м/мин, $t=8$ мкм и $r=2$ мм)

Визуализация оптимального значения напряжений в программном пакете Maple 14 приведена на рис. 8.

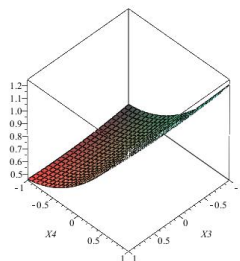
Оптимизация динамического процесса алмазного выглаживания проведена в программном пакете Maple 14. В результате оптимизации установлены оптимальные значения факторов $X_{1\text{опт}}=+1$; $X_{2\text{опт}}=-1$; $X_{3\text{опт}}=0,6184$; $X_{4\text{опт}}=+1$. При таких значениях основных факторов оптимальными будут максимальные напряжения 1,396 ГПа.



1.



2.



в)

а) б) в)
Рисунок 8 – Трехмерная визуализация влияния модуля упругости обрабатываемого материала совместно с радиусом инструмента (а), скоростью (б) и глубиной обработки (в)

Общие выводы. Исходя из проведенных исследований можно сделать вывод о том, что наибольшее влияние на эквивалентные напряжения в зоне обработки оказывает модуль упругости обрабатываемого материала. С его увеличением растут и эквивалентные напряжения. Совместное использование модельных экспериментов по методу конечных элементов и теории планирования многофакторного эксперимента позволяет наиболее эффективно решить задачу оптимизации процесса алмазного выглаживания.

Список использованной литературы. 1. Jackson M.J., Barlow N., and other. Computer Aided Design of High-Performance Grinding Tools //Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (London), Part B //Journal of Engineering Manufacture. – 2001. – v. 215. – p. 583-588. 2. Криворучко Д. В. Моделирование процессов резания методом конечных элементов: методологические основы: монография / Д. В. Криворучко, В. А. Залого. Под общей редакцией В. А. Залого – Сумы: Университетская книга, 2012. – 450с. 3. Торбило В.М. Алмазное выглаживание / В.М. Торбило – М.: Машиностроение, 1972.-104с. 4. Грабченко А. И. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования: Учеб. пособие / А. И. Грабченко, В. Л. Доброскок, В. А. Федорович. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с.

Bibliography (transliterated): 1. Jackson M.J., Barlow N., and other. Computer Aided Design of High-Performance Grinding Tools //Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (London), Part B //Journal of Engineering Manufacture. – 2001. – v. 215. – p. 583-588. 2. Krivoruchko D. V. Modelirovanie processov rezaniya metodom konechnyh jelementov: metodologicheskie osnovy: monografija / D. V. Krivoruchko, V. A. Zaloga. Pod obshhej redakciej V. A. Zalogi – Sumy: Universitetskaja kniga, 2012. – 450s. 3. Torbilo V.M. Almaznoe vyglazhivanie / V.M. Torbilo – M.: Mashinostroenie, 1972.-104s. 4. Grabchenko A. I. 3D modelirovanie almazno-abrazivnyh instrumentov i processov shlifovaniya: Ucheb. posobie / A. I. Grabchenko, V. L. Dobroskok, V. A. Fedorovich. – Har'kov: NTU «HPI», 2006. – 364 s.

ОРГАНІЗАЦІЯ ВИРОБНИЦТВА: ТЕНДЕНЦІЇ РОЗВИТКУ

УДК 621.9.54.

В.С. ГУСАРЕВ, канд. техн. наук, Одесса, Україна

ТЕХНОЛОГИЯ - ЭТО ЧТО? ЭКОНОМИКА ИЛИ ТЕХНИКА

У цій статті описан традиційний підхід до оцінки технологічних рішень, оснований на кількості часу, необхідного для функціонування і можливість вибору обчислення енергії. Містить посилання на праці відомих вчених-технологів, як Соколовський і Дем'янюк.

Ключові слова: оцінка технологічних рішень

В статье рассмотрен традиционный подход к оценке технологических решений на основе затрат времени на операцию и указана возможность на энергетический вариант расчета. Приведены ссылки на труды известных ученых-технологов А.П.Соколовского и Ф.С.Демьянюка.

Ключевые слова: оценка технологических решений

This article describes the traditional approach to assessing technological solutions based on the amount of time required for the operation and the possibility of energy calculation option. Provides links to the writings of famous scientists-technologists A.P. Sokolovsky and F.s. Demjanjuk.

Keywords: assessing technological solutions

На первый взгляд может показаться, что этот вопрос не актуален или просто надуман. Однако, он возникает в разных сферах общественной деятельности, начиная от образования (обучения специалистов), до производства материальных ценностей по существу. В первом случае при переходе ВШ в свое время на «Болонскую систему» учебную дисциплину ТМ исключили (*de jure*) из программ подготовки бакалавров, и тем более магистров, заменив ее на «Прикладную механику», как это принято в разных странах. В наших условиях (*de facto*) это пока не произошло. Почему это наблюдается в программах подготовки специалистов в разных странах? Разве там не изучают «процессы делания» деталей и машин? Ответ ясен. Конечно, изучают, но где и как? «Прикладная механика» – центральная научная дисциплина подготовки специалистов в инженерном деле, содержит фундамент инженерной науки. Содержит дисциплины: Теория механизмов и машин (ТММ), Сопромат, Детали машин, Дизайн (проектирование машин). Перечисленный перечень изучаемых дисциплин, вроде предназначен для последующей деятельности в области конструирования. А нет, глубокое изучение всего указанного приводит к пониманию и формирования требований, которые выдвигаются перед изготовителем конструкции и «процессами делания» изделий. В какой научной дисциплине изучают принципы делания деталей и машин в разных странах? – В дисциплине,

которая обозначена как «Экономика и Организация производства». Так обстоит дело в образовательной сфере. В производстве обстоит дело иначе.

- Нам надо сделать эту машину, устройство.
- Сделаем (или не сделаем).
- Как Вы сделаете и когда?
- Как сделаем не Ваше дело. Это наше ноу-хау. А когда? С начала составим смету расходов, выясним поставщиков... Одним словом, сделаем маркетинговое исследование, составим «бизнес план», выясним окупаемость...

И так все сводится к великому искусству «уметь делать деньги»!
Обратимся к исходному вопросу: Что есть Технология машиностроения? Это экономика? Это производство? Это наука?

Основоположник технологии машиностроения А.П. Соколовский на этот счет высказывал суждение: *«...учение о технологии родилось в цехе и не должно прерывать с ним связи...в противном случае работа технолога станет академической и бесплодной»*, именно учение, ни слова о экономике, о деньгах.



**Александр Павлович Соколовский
(1890 –1954)**

Доктор технических наук, профессор – заведующий кафедрой машиностроения, ЛПИ первый среди технологов - основателей дисциплины «Технология машиностроения».

Первый из технологов Союза в своих книгах (1931-35 г.) обратил внимание на необходимость, прежде всего, создания единой терминологии в технологии, предложил базовые понятия и дал им определения. Предложенные им основополагающие определения сохранены до настоящего времени и приводятся во всех учебниках. Технологический процесс - **часть производственного процесса**, содержащая целенаправленные действия по изменению и (или) определению состояния предмета труда. Технологическая операция - законченная **часть технологического процесса**, выполняемая на одном рабочем месте. В приведенных определениях фигурируют понятия производство, а значит его экономика и

организация, и еще предмет труда и рабочее место, это тоже известно, откуда позаимствовано, как в дальнейшем понятие производительность труда. Были предложены и другие термины, имеющие второстепенное значение. В дальнейшем А.П. Соколовский указал на необходимость изучения факторов, влияющих на точность изготовления деталей машин (1939-53г.). До конца своих дней он уклонялся от формулирования **научных** методов, принципов, положений и т.п. технологии. Он считал, что технология по большому счету есть **учение**. Своей фундаментальной книге дал скромное название «Основы технологии машиностроения», изданной в двух томах (1938-1939).

С какой стороны не рассматривай технологию машиностроения она детище, поражение экономики. Принятие технических решений в технологии опирается на базовое понятие трудоемкость (Это ведь так же экономическая категория).

«**Трудоемкость** выполнения технологических операций является **критерием эффективности (!)** технологического процесса и определяется на основе технически обоснованных (!) норм (!) рабочего времени (ГОСТ 3.1109–82). По трудоемкости рассчитывается количество потребного оборудования при ручном и машинно-ручном способе работы (операции по обработке и сборке)». Трудоемкость понятие много обещающее, но при этом противоречивое. Мерой трудоемкости является время (иначе длительность) технологической операции. Поскольку процесс состоит из операций, то трудоемкость состоит из затрат времени на выполнение этих операций. В свою очередь затрата времени на выполнение операции для штучного производства изделия $T_{шт}$. «Штучное время $T_{шт}$ для неавтоматизированного производства состоит из элементов, мин.

$$T_{шт} = T_0 + T_6 + T_{тех} + T_{орг} + T_{отл} \quad (1)$$

где T_0 – основное) время; T_6 – вспомогательное время;

$T_{тех}$ – время технического обслуживания рабочего места;

$T_{орг}$ – время организационного обслуживания рабочего места;

$T_{отл}$ — время на отдых и личные надобности. **Оперативное время**

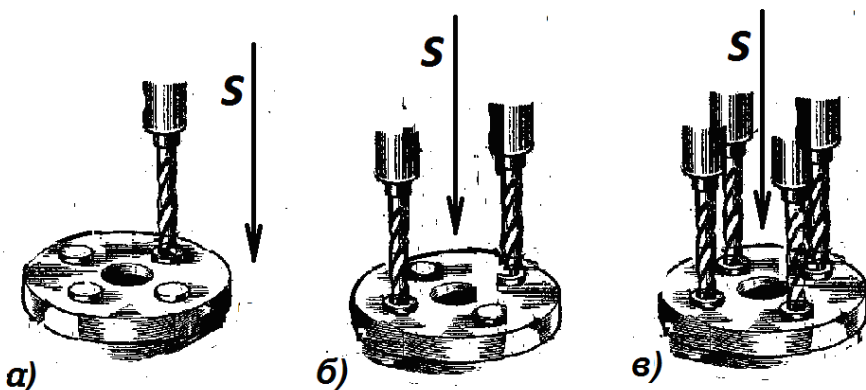
$T_{оп}$ – часть штучного времени, равная сумме основного T_0 и вспомогательного времени T_6 :

$$T_{оп} = T_0 + T_6, \quad (2)$$

Оперативное время затрачивается на выполнение каждой операции и представляет собой основную часть технической операции. **Основное время T_0** затрачивается на непосредственное изменение размеров, формы, физико-механических свойств или внешнего вида обрабатываемой заготовки. При обработке на станках основное время определяют расчетным методом по формуле:

$$T_0 = L_{рх} / S_m, \quad (3)$$

где $L_{р.х.}$ – длина рабочего хода (расчетная длина обработки), мм;
 S_m – минутная подача инструмента, мм/мин. **Вспомогательное время T_B** – время, затрачиваемое на различные действия, обеспечивающие выполнение элементов работы, относящихся к основному времени. Например, на установку и снятие заготовки, на пуск и останов станка и т.п.». Далее следует взять оперативное время с некоторыми добавками в 2-4%, умножить на ставку, соответствующую тарифному разряду, в результате получаем то, что называется трудоемкостью. А следовало бы вести расчет по энергоемкости. Для пояснения рассмотрим пример. Обрабатываются сверлением три разных, но похожих детали.



Во всех трех случаях одинаково: основное время T_O , т.к. длина рабочего хода $L_{рх}$ и подача S_m одинаковы, и вспомогательное время T_B , поэтому операционное время $T_{оп}$ одинаково.

«На основе норм времени определяют расценки выполняемых операций, рассчитывают необходимое количество оборудования для выполнения программы, осуществляют планирование производственного процесса».

Теперь вопрос: Как по одному критерию можно принимать техническое решение? Технология – это все же техника. Что предлагает «экономика, которая должна быть экономной» умножить оперативное время на денежную «норму» – тарифную (?) ставку и вперед! Где обоснование правильности этого действия? А чем обоснована эта самая тарифная ставка. В ответ слышим: – Так предписывает нам экономическая наука.

Опытный инженер, рассматривая приведенный выше пример, сразу заметит, что в представленных вариантах, для выполнения операции, требуется разная мощность оборудования. Эта мощность (P) пропорциональна числу инструментов (n), участвующих в операции ($1Pа:2Pб:4Pв$), т.е. $P = f(n)$.

Далее следовало бы оперативное время **Топ** умножить (не на тарифную ставку), а на мощность **Р**, по каждой операции отдельно, получили бы энергию **Е**, затраченную на ее выполнение.

$$E = P \cdot \text{Топ.}$$

Энергия и ее затрата есть обоснованный критерий для технических расчетов. Объективное исследование процесса $E = (1P_a:2P_b:4P_v) \cdot \text{Топ}$. показывает, что наиболее энерго-затратная операция (**в**). Стоит ли от неё отказаться? Сошлемся на опыт Ф.С. Демьянюка, который близок по содержанию к нашему случаю:

«В производстве более целесообразно иметь вместо нескольких однопозиционных один многопозиционный станок, даже если такой станок загружен на 20%» - говорил он. - «Во-первых, экономится площадь цеха, во-вторых, уменьшается число станочников до одного, тем более низкой квалификации, в-третьих, не полная загрузка содержит перспективу увеличения выпуска без каких - либо дополнительных затрат».

Фома Семенович Демьянюк (1898 – 1968)

Доктор технических наук, профессор. Заслуженный деятель науки и техники, Лауреат Сталинских премий. Заведующий кафедрой «Технологии машиностроения» МАМИ, крупнейший специалист в организации поточного массового производства автомобилей



Экономические расчеты хороши при стабильных ценах на материалы и ресурсы. В нынешних условиях при совершенно нестабильных ценах на ресурсы следует ориентироваться на инженерные расчеты с физическими характеристиками. Так делают конструкторы, рассчитывая прочность конструкции, так должны поступать технологи,

рассчитывая энергоемкость, производительность (скорости производства). При этом, конечно, учитывать производственные условия, как рекомендовал Ф.С. Демьянюк, да и А.П.Соколовский, напоминая нам, что технология родилась в цехе. Перечисленные физические характеристики технологического процесса могут выступать, как основные критерии. Они могут быть преобразованы в экономические пока, как более привычные.

В заключение следует указать на то, что «учение о принципах делания» - технология машиностроения, приобретет фундаментальность науки только при использовании физических категорий в технологических, да и в дальнейшем и экономических расчетах. Только физические критерии

обеспечат стабильные, «долгоживущие» технические расчеты по сравнению с ценовыми, которые в своей основе нестабильны. В этом случае дисциплина «Технология машиностроения» при ее изучении получит фундаментальное обоснование принимаемых технических решений, опирающиеся на физический базис «Прикладной механики».

Список использованных источников: 1. *Соколовский А.П.* «Основы технологии машиностроения». /учебное пособие М-Л.-Машгиз, т.1.,1938. - 345с., т.2. 1939,-632с. 2. *Демьянюк Ф.С.* Технологические основы поточного автоматизированного производства. М. - «Высшая школа», 1968.- 253 с. 3. *Гусарев В.С.* Энергетическая эффективность технологических процессов // сб. Авиационно-космическая техника и технология, вып. 14 – Харьков.: ТАКУ им. Н.Е. Жуковского,2000. – 420 с. 4. *Гусарев В.С.* Энергетические проблемы современной технологии машиностроения.// Вестник инженерной академии, - Киев, N3,2000, с. 165 – 176.

Bibliography (transliterated): 1. *A.P. Sokolovsky* "basics of mechanical engineering. /manual m-l.-Mashgiz, t. 1, 1938. -345 s., t. 2. 1939.0-632 c. 2. *F.S. Demjanjuk* technological basis of automated production line. М.-"Vysshija school", 1968.-253 s. 3. *V.S. Gusarev* Energy efficiency of technological processes. Aerospace equipment and technology. 14-Kharkov: TAKU them. Zhukovskiy, 2000. -420 s. 4. *V.S/ Gusarev* Energy problems of modern engineering technology//Herald of the Engineering Academy, Kiev, N3, 2000, pp. 165-176.

УДК 621.91

Є. В. МИРОНЕНКО, д-р техн. наук,
В. В. КАЛІНІЧЕНКО, канд. техн. наук,
Д. Є. ГУЗЕНКО, Краматорськ, Україна

АНАЛІЗ ШЛЯХІВ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ У СУЧАСНОМУ МАШИНОБУДУВАННІ

У статті систематизовані основні шляхи забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки деталей у сучасному машинобудуванні, проаналізовані можливості та особливості їхньої реалізації.

Ключові слова: механічна обробка, енерговитрати, енергоефективність, умови процесу різання, оптимізація, критерій оптимізації процесу різання, енергоефективне обладнання

В статье систематизированы основные пути обеспечения энергоэффективности процессов механической обработки деталей в современном машиностроении, проанализированы возможности и особенности их реализации.

Ключевые слова: механическая обработка, энергозатраты, энергоэффективность, условия процесса резания, оптимизация, критерий оптимизации процесса резания, энергоэффективное оборудование

In the article the basic ways of ensure of energy efficiency of machining processes in a modern engineering are systematized. The prospects and features of implementation of these ways are analyzed.

Keywords: machining, energy consumption, energy efficiency, terms of cutting process, optimization, optimization criterion of cutting process, energy efficient equipment

Вступ. Постановка проблеми

Проблема ефективного використання енергоресурсів у промисловості набула в наш час надзвичайної гостроти. Навіть у індустріально розвинених країнах Європи частка надмірного енергоспоживання у промисловому секторі за даними роботи [1] складає 20–50 %. В Україні ж обсяг енергії, що витрачається на виробництво одиниці товарів та послуг, у 3,8 рази перевищує середнє значення для Європейського Союзу [2], що пояснюється застарілою технічною базою та низьким рівнем автоматизації виробництва, недосконалістю енергетичного менеджменту [3, 4]. Високий рівень енерговитрат на одиницю продукції, притаманний машинобудуванню України, негативно впливає на конкурентоздатність продукції вітчизняних заводів у порівнянні з продукцією провідних індустріальних країн [5]. Тому стратегічним напрямом підвищення конкурентоздатності продукції машинобудівних підприємств України є підвищення енергоефективності технологічних процесів, в першу чергу процесів механічної обробки деталей.

Аналіз досліджень та публікацій з проблеми, що розглядається

Проблема енергоефективності механічної обробки деталей розглядалась у роботах В. К. Старкова, С. С. Сіліна, Ф. Я. Якубова, А. В. Карпова, Д. Ю. Федориненка, В. С. Гусарєва, Л. Д. Малькової та інших вчених [3, 6–19]. У далекому зарубіжжі цій проблемі присвячені роботи таких авторів, як Т. Gutovski, N. Diaz, F. Draganescu, K. Grobmann та ін. [1, 20–22]. Різні вчені розглядали проблему забезпечення енергоефективності механічної обробки деталей з різних сторін, акцентуючи увагу як на виборі енергоефективних умов та параметрів обробки, так і на проектуванні та використанні енергоефективного верстатного обладнання.

Огляд невирішених частин проблеми

Актуальність та багатоаспектність проблеми забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки деталей у сучасному машинобудуванні зумовлює необхідність систематизації та всебічного аналізу шляхів вирішення цієї проблеми з метою виявлення перспектив та особливостей реалізації кожного з цих шляхів та розробки практичних рекомендацій з енергоефективної механічної обробки.

Мета статті – на основі аналізу даних наукових публікацій за досліджуваною темою систематизувати основні шляхи забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки у сучасному машинобудуванні, визначивши перспективи та особливості їхньої реалізації.

Основна частина

З метою систематизації шляхів забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки деталей у сучасному машинобудуванні був проведений аналіз наукових публікацій з досліджуваної тематики [1, 3, 5–24].

Структура витрат електроенергії, спожитої двигуном приводу головного руху (ПГР) верстата з електричної мережі, включає витрати енергії на стружкоутворення та формоутворення при різанні, втрати енергії у механічній частині ПГР верстата та втрати енергії у електродвигуні ПГР верстата [5]. Враховуючи різну природу енергетичних процесів у зоні різання, механічній та електричній частинах ПГР верстата, А. В. Карпов у роботах [10, 13] відзначає, що проблема підвищення енергоефективності процесу механічної обробки має вирішуватись за трьома напрямками:

- зниження витрат енергії у зоні різання за рахунок використання економічних умов та параметрів процесу різання;
- зниження втрат енергії у механічній частині ПГР верстата;
- зниження втрат енергії у електродвигуні ПГР верстата.

Наголошуючи на багатоетапності задачі забезпечення енергоефективності механічної обробки, А. В. Карпов у роботах [10, 13] пропонує розпочинати її вирішення з визначення енергоефективних

параметрів процесу різання, що відповідає першому з трьох вище перерахованих напрямів. Обґрунтовується це тим, що механічна робота, яка виконується інструментом у зоні різання та визначається закономірностями стружкоутворення, впливає на навантажувальні процеси у механічній частині ПГР верстата та встановлює, в кінцевому рахунку, загальну кількість енергії, спожитої двигуном ПГР верстата з електричної мережі.

У більшості з розглянутих робіт проблема енергоефективності механічної обробки деталей розглядається з точки зору забезпечення енергоефективних умов та параметрів процесу різання. Для цього пропонується використовувати оптимізаційні моделі процесу різання на базі різних енергетичних критеріїв оптимізації [5–7, 10–13, 17, 23].

Наприклад, у роботі [23] у якості критерію оптимізації процесу токарної обробки на важких верстатах використовується критерій мінімуму ефективної потужності N_{ef} різання ($N_{ef} = \frac{P_z \cdot v}{60 \cdot 1020} \rightarrow \min$). Цей простий

у визначенні критерій відображає абсолютну величину енерговитрат на фізичні процеси у зоні різання, в той час як ефективність використання енергії при механічній обробці доцільніше оцінювати питомими показниками витрат енергії на видалення одиниці об'єму зрізаного шару або утворення одиниці площі обробленої поверхні. Ще одним недоліком цього критерію є неможливість його використання для оптимізації процесів обробки зі змінним значенням ефективної потужності різання [5].

У роботах В. К. Старкова [6] та А. В. Карпова [11] у якості критерію оптимізації високопродуктивних процесів обробки зі зняттям значних припусків рекомендується використовувати мінімум питомої енергомосткості різання (питомої роботи різання):

$$e = \frac{A_{piz}}{V} = \frac{N_{ef}}{\Pi_{piz}} = \frac{N_{ef}}{v \cdot S \cdot t} \rightarrow \min ,$$

де A_{piz} – робота різання; V – об'єм зрізаного шару; N_{ef} – ефективна потужність різання; Π_{piz} – продуктивність різання (зіом стружки за одиницю часу); v – швидкість різання; S – подача різця; t – глибина різання.

Питома енергомосткість різання, відображаючи рівень енерговитрат у зоні різання, що витрачаються на зняття заданого об'єму зрізаного шару, слугує фізичним показником ефективності процесу різання та характеризується такими перевагами, як [6, 10, 13]:

- універсальність та незалежність від характеру виробництва;
- простота визначення;

– доцільність використання для оптимізації умов різання у випадках, коли умовні екстремуми економічних критеріїв лежать на межі області припустимих значень оптимізовуваних параметрів.

Недоліками критерію питомої енергомосткості різання є [10, 13]:

– неможливість визначення величин «корисної» частини енергії, що витрачається на відокремлення одиниці об'єму зрізаного шару (чи утворення одиниці площі обробленої поверхні), та «шкідливої» частини енергії, що витрачається на перебіг механічних та фізико-хімічних процесів, що неминуче супроводжують стружко- та формоутворення при різанні;

– труднощі у порівнянні рівня енергії у зоні різання з граничним енергетичним станом оброблюваного матеріалу, який визначається його фізико-механічними та теплофізичними властивостями;

– можливість використання критерію тільки за умов ізотропії оброблюваного матеріалу по перетину зрізаного шару та стружки;

– можливість використання критерію тільки для обробки з постійним значенням ефективної потужності різання ($N_{ef} = const$).

Альтернативні енергетичні критерії оптимізації процесу різання, запропоновані у роботах [6, 10, 11, 13], базуються на врахуванні співвідношення «корисної» та «шкідливої» частин енергії у загальній структурі енерговитрат у зоні різання, що визначається на основі закономірностей енергетичного (термодинамічного) підходу до процесу різання [6, 9, 11].

Одним з таких критеріїв оптимізації, позбавленим недоліків критерію питомої енергомосткості різання, є запропонований у роботах [10, 13] енергетичний коефіцієнт корисної дії (енергетичний ККД) процесу різання:

$$K = \frac{\Delta w \cdot V}{n_u \cdot A_u} = \frac{\Delta w \cdot V}{n_u \cdot \int_0^{\tau_u} N(\tau) d\tau},$$

де Δw – питома енергомосткість оброблюваного матеріалу; V – об'єм зрізаного шару оброблюваного матеріалу; n_u – число циклів зміни потужності різання $N(\tau)$ за час робочого ходу інструменту; A_u – робота різання за час τ_u одного циклу зміни потужності різання.

Величина A_u для різних закономірностей зміни потужності різання у часі визначається за рекомендаціями робіт [10, 13], наведеними у таблиці 1.

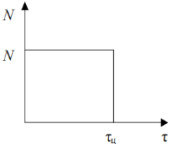
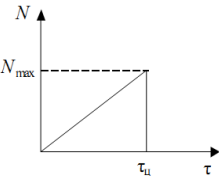
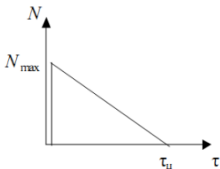
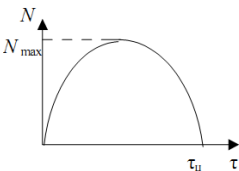
Питому енергомосткість оброблюваного матеріалу Δw у роботах [10, 13] запропоновано трактувати як критичну зміну внутрішньої енергії одиниці

об'єму матеріалу, тобто різницю між граничним $[u]$ та початковим u_0 рівнями об'ємної щільності внутрішньої енергії:

$$\Delta w = [u] - u_0.$$

В основу визначення величини Δw у згаданих роботах покладено енергетичну концепцію руйнування матеріалу. Тіло вважається зруйнованим,

Таблиця 1 – Типові схеми зміни потужності різання у часі для різних процесів механічної обробки (за роботою [13])

Закономірність зміни потужності різання за час одного циклу	Схема зміни потужності різання за час одного циклу	Робота різання за час одного циклу зміни потужності різання
Схема 1: постійна потужність різання. Приклади – поздовжнє точіння та розточування		$A_{\tau} = N \cdot \tau_{\tau}$
Схема 2: монотонне зростання потужності різання до максимального значення з наступним інтенсивним спадом. Приклад – однобічне зустрічне фрезерування		$A_{\tau} = \frac{1}{2} \cdot N_{\max} \cdot \tau_{\tau} = N_{\text{сеп}} \cdot \tau_{\tau}$
Схема 3: інтенсивне зростання потужності різання до максимального значення з наступним монотонним спадом. Приклади – поперечне точіння, однобічне попутне фрезерування		
Схема 4: зміна потужності за параболічним законом. Приклади – розрізання, двобічне торцеве та кінцеве фрезерування		$A_{\tau} = \frac{2}{3} \cdot N_{\max} \cdot \tau_{\tau} = \frac{4}{3} \cdot N_{\text{сеп}} \cdot \tau_{\tau}$

якщо хоча б у одному його локальному об'ємі щільність внутрішньої енергії зросла до граничної величини $[u]$. При цьому питому енергомісткість оброблюваного матеріалу пропонується визначати для різних процесів різання з різних позицій, з урахуванням різного механізму руйнування матеріалу (таблиця 2) [13]. Для чистової обробки розрахунок Δw виконується з урахуванням теплофізичних властивостей оброблюваного матеріалу [13]. При чорновій та напівчистовій обробці вигляд розрахункової формули для визначення величини Δw [10, 13] залежить від типу утворюваної стружки, що зумовлено механізмом та інтенсивністю деформації матеріалу зрізаного шару.

Таблиця 2 – Вирази для визначення питомої енергомісткості оброблюваного матеріалу при лезовій механічній обробці [10, 13]

Умови обробки	Вираз для визначення питомої енергомісткості оброблюваного матеріалу
Чистова обробка з утворенням зливної стружки при товщинах зрізаного шару до 0,1–0,5 мм та швидкостях різання від 300 м/хв	$\Delta w = C_p \cdot \rho \cdot (T_S - T_0)$
Чорнова та напівчистова обробка матеріалів з утворенням суглобчастої або елементної стружки	$\Delta w = \tau_p \cdot \varepsilon = \frac{1,5 \cdot \sigma_\varepsilon}{1 - 1,7 \cdot \psi_\varepsilon}$
Чорнова та напівчистова обробка крихких матеріалів з утворенням стружки надламу	$\Delta w = \int_0^{\varepsilon_p} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \approx \frac{1}{2} \cdot \sigma_\varepsilon \cdot \delta$

Пояснення до таблиці: C_p , ρ – середня питома теплоємність та щільність оброблюваного матеріалу; T_S , T_0 – температура плавлення та початкова температура оброблюваного матеріалу; $\tau_p = \frac{0,6 \cdot \sigma_\varepsilon}{1 - 1,7 \cdot \psi_\varepsilon}$ – опір оброблюваного матеріалу пластичному зсуву; ε – відносний зсув (для оброблюваних матеріалів, що утворюють елементну та суглобчасту стружку, $\varepsilon = 2,5$); σ_ε – межа міцності оброблюваного матеріалу на розтяг; ψ_ε – рівномірне відносне поперечне звуження оброблюваного матеріалу; ε_p – критичне значення відносної деформації оброблюваного матеріалу, δ – відносне подовження оброблюваного матеріалу при розтягу

Енергетичний ККД процесу різання зводиться до цільової функції $K \rightarrow \max$, аргументами якої може бути велика кількість керованих та вхідних факторів системи різання (характеристики оброблюваного та інструментального матеріалів, геометричні параметри інструменту, елементи режиму різання). Виконання умови $K \rightarrow \max$ на попередніх стадіях механічної обробки відповідає таким оптимальним значенням керованих факторів системи різання, при яких за рахунок мінімально необхідних енерговитрат будуть забезпечені потрібні продуктивність обробки та стійкість інструменту. Виконання умови $K \rightarrow \max$ на кінцевих стадіях обробки відповідає таким оптимальним значенням керованих факторів системи різання, при яких за рахунок мінімально необхідних енерговитрат будуть забезпечені необхідні показники якості обробленої поверхні деталі.

Згідно з [11], питома енергомисткість різання характеризує рівень фактичних руйнуючих напружень, що виникають при заданих режимах різання та викликають відокремлення необхідного об'єму зрізуваного шару. При вираженні питомої енергомисткості різання у мегапаскалях (МПа) та співвіднесенні її з межею міцності $\sigma_{\text{в}}$ оброблюваного матеріалу на розтяг, тобто рівнем напружень, достатніх для руйнування об'єму оброблюваного матеріалу, отримуємо ще один оптимізаційний енергетичний критерій процесу різання – безрозмірний енергетичний критерій для оптимізації процесів чорної обробки [11]:

$$q_{\text{чорн}} = \frac{\sigma_{\text{в}}}{e}.$$

При чистовій обробці деталей оцінка співвідношення «корисної» енергетичної складової та загальної величини питомої роботи різання може бути представлена у вигляді енергетичного критерію якості [6]:

$$\eta_2 = \frac{U_c}{v \cdot S} \rightarrow \min,$$

де U_c – прихована енергія деформування поверхневого шару деталі, Дж; v – швидкість різання, м/хв; S – подача, мм/об.

У загальному балансі роботи різання $A_{\text{різ}}$ частка енергії U_c не перевищує 1%, але, оскільки запасена внутрішня енергія охоплює значно менші об'єми, ніж теплота, що виділяється при різанні, питомі величини U_c стають значними, справляючи помітний вплив на глибину зміцненого шару поверхні деталі, модуль та знак залишкових поверхневих напружень, опір втомі, корозійну стійкість поверхневого шару матеріалу деталі тощо [11].

Розрахунок значення U_c має теоретико-експериментальний характер та передбачає проведення серії трудомістких досліджень, що ускладнює його

використання у реальних виробничих умовах. Альтернативним критерієм енергоефективності чистової обробки деталей, на погляд автора роботи [11], може бути безрозмірний енергетичний критерій у вигляді:

$$q_{\text{чист}} = \frac{U_{\text{різ}}}{A_{\text{різ}}} \rightarrow \min ,$$

де $U_{\text{різ}}$ – корисна робота диспергування при різанні; $A_{\text{різ}}$ – сумарна робота різання, здійснювана інструментом.

Оцінка енергії $U_{\text{різ}}$ здійснюється на основі аналізу процесу пластичного деформування у зоні різання та ролі, яку відіграє при цьому генерування та рух дефектів кристалічної будови оброблюваного матеріалу [11].

Енергетичний ККД процесу різання K та безрозмірні енергетичні критерії $q_{\text{чорн}}$, $q_{\text{чист}}$, запропоновані у роботах [10, 11, 13], дозволяють оцінити частку енерговитрат у зоні різання, що витрачається на виконання «корисної» складової роботи різання при стружко- та формоутворенні та на перебіг супроводжуючих фізичних процесів, що ініціюють зношування інструменту та деформацію поверхневого шару деталі («шкідливу» складову роботи різання). Критерії K , $q_{\text{чорн}}$, $q_{\text{чист}}$ можуть бути використані для виявлення резервів підвищення частки «корисної» складової роботи різання у енергетичному балансі зони різання.

В. С. Гусаревим та Ю. В. Яровим запропоновано критерій дії технологічної системи [17]:

$$D = N \cdot T^2 \rightarrow \min ,$$

де N – потужність різання; T – час обробки.

Цей критерій має перспективу використання для порівняння енергоефективності різних методів обробки, в тому числі принципово різної фізичної природи. Разом з тим, доцільність використання критерію дії в оптимізаційних моделях для визначення енергоефективних умов механічної обробки наразі не простежується.

У таблиці 3 систематизовані приклади запропонованих у наукових публікаціях за досліджуваною тематикою критеріїв оптимізації процесів механічної обробки, пов'язаних з рівнем енерговитрат при різанні.

Відзначимо, що можливість забезпечення високої енергоефективності процесу механічної обробки за рахунок технологічних факторів не обмежується оптимізацією режимів різання за наведеними у таблиці 3 енергетичними критеріями.

Наприклад, у роботі Л. Д. Малькової [18] досліджувався вплив припуску на обробку та його розсіювання на величину енергоспоживання при обточуванні вивоків для деталей автомобільної промисловості. Встановлено, що виключення значень припусків, які перевищують рекомендований розрахунковий діапазон, скорочує енергоспоживання на 6 %. У іншій роботі Л. Д. Малькової [19] отримані залежності енергоспоживання від площі поверхні різання при циліндричному та торцевому фрезеруванні. Незалежно від способу фрезерування зі збільшенням площі поверхні різання енергоспоживання стійко зростає, а зміна цієї площі може бути досягнута як зміною параметрів режиму різання, так і зміною схеми зняття припуску. Це дає автору роботи підставу використовувати розрахункову площу

Таблиця 3 – Приклади критеріїв оптимізації процесів механічної обробки, пов'язаних з рівнем енерговитрат при різанні

Найменування критерію оптимізації	Вираз для визначення критерію оптимізації	Загальний вигляд цільової функції	Літературне джерело
Ефективна потужність різання N_{ef} , кВт	$N_{ef} = \frac{P_z \cdot v}{60 \cdot 1020}$	$N_{ef} \rightarrow \min$	[23]
Питома енергомідкість різання e , Вт·хв/мм ³	$e = \frac{N_{ef}}{v \cdot S \cdot t}$	$e \rightarrow \min$	[6, 11]
Енергетичний коефіцієнт корисної дії (ККД) процесу різання K	$K = \frac{\Delta w \cdot V}{\tau_y \cdot n_y \cdot \int_0 N(\tau) d\tau}$	$K \rightarrow \max$	[10, 13]
Безрозмірний енергетичний критерій $q_{чорн}$ для чорнової обробки	$q_{чорн} = \frac{\sigma_\varepsilon}{e}$	$q_{чорн} \rightarrow \max$	[11]
Безрозмірний енергетичний критерій $q_{чист}$ для чистової обробки	$q_{чист} = \frac{U_{piз}}{A_{piз}}$	$q_{чист} \rightarrow \min$	[11]
Енергетичний критерій якості η_2	$\eta_2 = \frac{U_c}{V \cdot S}$	$\eta_2 \rightarrow \min$	[6]
Критерій дії технологічної системи D , Дж·хв ³	$D = N \cdot T^2$	$D \rightarrow \min$	[17]

Пояснення до таблиці: P_z – тангенціальна складова сили різання; v – швидкість різання; S – подача; t – глибина різання; Δw – питома енергомісткість оброблюваного матеріалу; V – об'єм оброблюваного матеріалу; $n_{\text{ц}}$ – число циклів зміни потужності різання $N(\tau)$ за одиницю часу робочого ходу інструменту; $\tau_{\text{ц}}$ – час одного циклу зміни потужності різання; $\sigma_{\text{в}}$ – межа міцності оброблюваного матеріалу на розтяг; $U_{\text{різ}}$ – корисна робота диспергування при різанні; $A_{\text{різ}}$ – сумарна робота різання, здійснювана інструментом; $U_{\text{С}}$ – прихована енергія деформування поверхневого шару деталі; N – потужність різання; T – час обробки

поверхні різання у якості критерію при прогнозуванні енергоспоживання при фрезеруванні.

З іншого боку розглядається проблема забезпечення енергоефективності механічної обробки у роботах Д. Ю. Федориненка та співавторів [14–16]. У цих роботах акцентується увага на проектуванні та використанні енергоефективного верстатного обладнання. Так, у роботі [14] запропоновано методологію підвищення енергоефективності верстатів на основі системного підходу до проектування конструкцій, що дозволяє аналізувати елементи та підсистеми верстату та їхні взаємозв'язки у межах заданої ієрархічної структури та на основі проведеного аналізу синтезувати енергоефективні проектні рішення. Під час проектування верстатів виділяють два взаємопов'язані ієрархічні рівні:

- рівень машини (загальні вимоги щодо технічного рівня, вхідні та вихідні параметри процесу обробки, експлуатаційне середовище тощо);
 - рівень підсистем (привод головного руху, приводи подач тощо).
- Аналіз елементів та підсистем верстата передбачає:
- аналіз енергетичних потоків верстата у просторі та часі;
 - виявлення процесів та підсистем, що характеризуються значним енергоспоживанням;
 - аналіз енергетичних втрат у підсистемах верстата за паспортними даними, теоретичними залежностями та результатами експериментів;
 - побудову узагальненого енергетичного балансу для виявлення «вузьких» місць системи, що характеризуються значним енергоспоживанням.

Синтез енергоефективних проектних рішень підсистем верстата у роботі [14] пропонується розпочинати з розроблення математичних моделей (як правило, чисельного моделювання) та експериментальних досліджень механізмів і підсистем верстата зі значним енергоспоживанням.

Серед запропонованих у роботі [14] перспективних шляхів зменшення втрат енергії у електричній частині приводів верстата відзначимо:

- використання енергоефективних двигунів (частотно-регульованих стандарту IE3, синхронних, безщіткових двигунів постійного струму, серводвигунів) у приводах верстатів;

- правильний вибір номінальної потужності електродвигунів приводів верстатів (максимальна ефективність досягається у діапазоні 70–100 % від навантаження);

- вдосконалення конструкції електродвигунів приводів верстатів (використання міді замість алюмінію, зменшення зазорів, зменшення втрат на тертя у підшипниках).

На особливому місці серед шляхів зменшення втрат енергії у електричній частині ПГР верстата знаходиться впровадження систем компенсації реактивної складової споживаної електроенергії. У роботі [24] представлено автоматизовану систему управління енергоспоживанням верстата за допомогою автоматичної компенсації реактивної складової споживаної енергії, що виникає за рахунок недовантаження електродвигуна ПГР. Запропонований спосіб компенсації реактивної складової споживаної енергії дозволяє збільшити величину коефіцієнта потужності $\cos \varphi$ у 1,5–2 рази, і знизити таким чином енерговитрати на механічну обробку без втручання безпосередньо до самого технологічного процесу.

Серед запропонованих у роботах [14, 15] перспективних шляхів зменшення втрат енергії у механічній частині приводів верстата відзначимо:

- впровадження вдосконалених конструкцій шпиндельних опор;
- зменшення мас деталей вузлів тертя;
- підвищення зносостійкості деталей вузлів тертя;
- підвищення ефективності гідросистем верстатів з метою зменшення втрат тиску у опорах;
- підвищення точності, жорсткості та теплостійкості деталей верстатних вузлів.

Важливе місце у сучасних верстатних комплексах посідають системи числового програмного керування (ЧПК). Підвищення ефективності систем ЧПК з метою мінімізації енергоспоживання при одночасному забезпеченні високої продуктивності обробки передбачає раціональне налагодження верстата на базі вибору ефективних стратегій обробки деталей у часі (протягом робочої зміни, тижня, місяця) та у робочій зоні верстата (оптимізацію траєкторій обробки, зменшення кількості інструментів, необхідних для обробки, частоти змін інструменту тощо), а також впровадження систем постійного моніторингу енергоспоживання на основі використання сучасних інформаційно-вимірювальних комплексів [14, 16].

У якості шляхів зниження енерговитрат на механічну обробку можна назвати також назвати покращення якості догляду за обладнанням та вдосконалення енергетичного менеджменту на підприємстві.

Висновки

У статті на основі аналізу даних наукових публікацій систематизовані основні шляхи забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки у сучасному машинобудуванні. Були виділені шляхи забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки за рахунок технологічних факторів (оптимізація процесу обробки за критеріями, пов'язаними з рівнем енерговитрат при різанні, призначення раціональної величини та схеми зняття припуску), використання енергоефективних двигунів та систем компенсації реактивної складової споживаної електроенергії з метою зменшення втрат енергії у електричній частині приводів верстата, вдосконалення конструкцій вузлів та механізмів верстата з метою зменшення втрат енергії у них, підвищення ефективності систем ЧПК та впровадження систем постійного моніторингу енергоспоживання. Визначені перспективи та особливості реалізації окремих шляхів забезпечення енергоефективності механічної обробки.

Список використаних джерел: 1. Gutovski, T. Electrical Energy Requirements for Manufacturing Processes / T. Gutovski, J. Dahmus, A. Thiriez // 13th CIRP Conference of Life Cycle Engineering, Lueven, May 31st – June 2nd, 2006. – P. 1–5. 2. Maissner, F. Pidvyshchennia enerhoefektyvnosti v Ukraini: zmenshennia rehuliuвання ta stymuliuвання enerhozberezhennia [Elektronnyi resurs] / F. Maissner, D. Naumenko, Y. Radeke. – Rezhym dostupu : http://www.ier.com.ua/ua/publications/consultancy_work/archive_2012/?pid=3348. 3. Федориненко, Д. Ю. Методика аналізу енергоефективності процесів механічної обробки на токарних верстатах / Д. Ю. Федориненко, О. П. Космач, С. П. Сапон, Б. В. Цеков // Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем (КЗЯТПС–2016) : матеріали тез доповідей VI міжнародної науково-практичної конференції (26–29 квітня 2016 р., м. Чернігів). – Чернігів: ЧНТУ, 2016. – С. 105. 4. Соловцов, С. С. Приоритетные направления совершенствования производства точных коротких заготовок из сортового проката / С. С. Соловцов // Кузнечно-штамповочное производство. – М. : Машиностроение, 1990. – № 7. – С. 8–11. 5. Мироненко, Е. В. Стратегия определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения / Е. В. Мироненко, В. В. Калиниченко // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2016. – Вып. 86. – С. 83–95. 6. Старков, В. К. Физика и оптимизация резания материалов / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2009. – 640 с. – ISBN 978-5-94275-460-0. 7. Старков, В. К. Оптимизация процесса резания по энергетическим критериям / В. К. Старков, М. В. Киселев // Вестник машиностроения, 1989. – № 4. – С. 41–45. 8. Силин, С. С. Оптимизация операций механической обработки по энергетическим критериям / С. С. Силин, А. В. Баранов // Станки и инструменты. – 1999. – № 1. – С. 16–17. 9. Якубов, Ф. Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Ф. Я. Якубов. – Ташкент: «Фан», 1985. – 104 с. 10. Карпов, А. В. К вопросу снижения энергоемкости технологических процессов обработки резанием / А. В. Карпов // Современные проблемы науки и образования. – 2013. – № 2. 11. Карпов, А. В. Об оценке энергетической эффективности технологических процессов обработки резанием / А. В. Карпов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. – 2014. – № 2. – С. 61–68. 12. Карпов, А. В. Оптимизация процессов обработки резанием на основе энергетических закономерностей деформации и разрушения материалов / А. В. Карпов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. – 2012. – № 1. – С. 58–63. 13. Карпов, А. В. Показатели энергетической эффективности процесса резания / А. В. Карпов // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение. Том 14. № 1. 2012. Пермь : Издательство Пермского национального исследовательского политехнического университета, 2012. – С. 51–59.

14. Федориненко, Д. Ю. Энергоефективність обробних верстатів / Д. Ю. Федориненко // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Серія «Технічні науки»: науковий збірник. – Чернігів: Черніг. цац. технол. ун-т, 2015. – № 2 (78). – С. 64–70.
15. Федориненко, Д. Ю. Зменшення втрат енергії у високошвидкісних гідростатодинамічних опорах шпинделя / Д. Ю. Федориненко, А. А. Урліна, Є. В. Аванесов // Scientific journal «ScienceRise». Технічні науки. – № 6 (2)/11, 2015. – С. 99–103.
16. Федориненко, Д. Ю. Інформаційно-вимірювальний комплекс визначення електричного споживання асинхронних двигунів верстатів / Д. Ю. Федориненко, А. П. Космач // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Серія «Технічні науки»: науковий збірник. – Чернігів: Черніг. цац. технол. ун-т, 2015. – № 2 (78). – С. 70–75.
17. Гусарев, В. С. Экспериментальное исследование зависимости действия технологической системы от режимов формообразования / В. С. Гусарев, Ю. В. Яровой // Авиационно-космическая техника и технология. – 2013. № 7 (104). – С. 12–16.
18. Малькова, Л. Д. Влияние величины припуска поковок на энергоёмкость механической обработки / Л. Д. Малькова // Наука и образование. МГТУ им. Н. Э. Баумана. Электрон. журн. – 2015. – № 10. – С. 65–73. DOI 10.7463/1015/0815492.
19. Малькова, Л. Д. Оценка энергопотребления при механической обработке поверхностей различными способами фрезерования / Л. Д. Малькова // Инженерный журнал: наука и инновации, 2016, вып. 12. <http://dx.doi.org/10.18698/2308-6033-2016-12-1559>.
20. Diaz, N. Energy Consumption Characterization and Reduction Strategies for Milling Machine Tool Use / N. Diaz, E. Redelsheimer, D. Dornfeld // Sustainability in Manufacturing. – Energy Efficiency in Machine Tool. – 2011. – P. 263–267.
21. Draganescu, F. Models of machine tool efficiency and specific consumed energy / F. Draganescu, M. Gheorghe, C. V. Doicin // Journal of Materials Processing Technology. – 2003. – Vol. 141. – P. 9–15.
22. Grobmann, K. Thermo-energetic Desing of Machine Tools / K. Grobmann. – Springer International Publishing, 2015. – 261 p.
23. Мироненко, Е. В. Оптимизация режимов резания при обработке на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат / Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко, Л. В. Васильева, О. Е. Мироненко // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70.
24. Михайлов, И. Н. Автоматизированная система управления энергоёмкостью машиностроительных технологических процессов : автореф. дис. канд. техн. наук: 05.13.06. М., 2011.

Bibliography (transliterated): 1. Gutovski, T. Electrical Energy Requirements for Manufacturing Processes / T. Gutovski, J. Dahmus, A. Thiriez // 13th CIRP Conference of Life Cycle Engineering, Lueven, May 31st – June 2nd, 2006. – P. 1–5. 2. Maissner, F. Pidvyshchennia enerhoefektyvnosti v Ukraini: zmenshennia rehuliuivannia ta stymuliuivannia enerhozberezhennia [Elektronnyi resurs] / F. Maissner, D. Naumenko, J. Redeke. – Rezhym dostupu: http://www.ier.com.ua/ua/publications/consultancy_work/archive_2012/?pid=3348. 3. Fedorynenko, D. Yu. Metodyka analizu enerhoefektyvnosti protsesiv mekhanichnoi obrobky na tokarnykh verstatakh / D. Yu. Fedorynenko, O. P. Kosmach, S. P. Sapon, B. V. Tsekov // Kompleksne zabezpechennia yakosti tekhnolohichnykh protsesiv ta system (KZLaTPS–2016) : materialy tez dopovidei VI mizhnarodnoi naukovo-praktychnoi konferentsii (26–29 kvitnia 2016 r., m. Chernihiv). – Chernihiv: ChNTU, 2016. – S. 105. 4. Solovtsov, S. S. Prioritetnyye napravleniya sovershenstvovaniya proizvodstva tochnykh korotkikh zagotovok iz sortovogo prokata / S. S. Solovtsov // Kuznechno-shtampovochnoye proizvodstvo. – M.: Mashinostroyeniye. 1990. – № 7. – S. 8–11. 5. Mironenko, E. V. Strategiya opredeleniya energoefektivnykh tekhnologicheskikh parametrov tokarnoy obrabotki detaley tyazhelogo mashinostroyeniya / E. V. Mironenko, V. V. Kalinichenko // Rezaniye i instrument v tekhnologicheskikh sistemakh : Mezhdunar. nauch.-tekhn. sb. – Kharkov : NTU «KhPI». 2016. – Vyp. 86. – S. 83–95. 6. Starkov, V. K. Fizika i optimizatsiya rezaniya materialov / V. K. Starkov. – M.: Mashinostroyeniye. 2009. – 640 s. – ISBN 978-5-94275-460-0. 7. Starkov, V. K. Optimizatsiya protsessa rezaniya po energeticheskim kriteriyam / V. K. Starkov, M. V. Kiselev // Vestnik mashinostroyeniya. 1989. – № 4. – S. 41–45. 8. Silin, S. S. Optimizatsiya operatsiy mekhanicheskoy obrabotki po energeticheskim kriteriyam / S. S. Silin, A. V. Baranov // Stanki i instrumenty. – 1999. – № 1. – S. 16–17. 9. Yakubov, F.

Ya. Energeticheskiye sootnosheniya protsessa mekhanicheskoy obrabotki materialov / F. Ya. Yakubov. – Tashkent: «Fan». 1985. – 104 s. **10. Karpov, A. V.** K voprosu snizheniya energoyemkosti tekhnologicheskikh protsessov obrabotki rezaniyem / A. V. Karpov // Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya. – 2013. – № 2. **11. Karpov, A. V.** Ob otsenke energeticheskoy effektivnosti tekhnologicheskikh protsessov obrabotki rezaniyem / A. V. Karpov // Mashinostroyeniye i bezopasnost zhiznedeyatelnosti. – 2014. – № 2. – S. 61–68. **12. Karpov, A. V.** Optimizatsiya protsessov obrabotki rezaniyem na osnove energeticheskikh zakonomernostey deformatsii i razrusheniya materialov / A. V. Karpov // Mashinostroyeniye i bezopasnost zhiznedeyatelnosti. – 2012. – № 1. – S. 58–63. **13. Karpov, A. V.** Pokazateli energeticheskoy effektivnosti protsessa rezaniya / A. V. Karpov // Vestnik PNIPU. Mashinostroyeniye. materialovedeniye. Tom 14. № 1. 2012. Perm : Izdatelstvo Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. 2012. – S. 51–59. **14. Fedorynenko, D. Yu.** Enerhoefektyvnost obrobnykh verstativ / D. Yu. Fedorynenko // Visnyk Chernihivskoho derzhavnogo tekhnolohichnogo universytetu. Seriya «Tekhnichni nauky» : naukovi zbirnyk. – Chernihiv : Chernih. tsats. tekhnol. un-t, 2015. – № 2 (78). – S. 64–70. **15. Fedorynenko, D. Yu.** Zmenshennia vtrat enerhii u vysokoshvydkisnykh hidrostatomichnykh oporakh shpyndelia / D. Yu. Fedorynenko, A. A. Urlina, Ye. V. Avanesov // Scientific journal «ScienceRise». Tekhnichni nauky. – № 6 (2)/11, 2015. – S. 99–103. **16. Fedorynenko, D. Yu.** Informatsiino-vymirivvalnyi kompleks vyznachennia elektrichnogo spozhyvannia asynkhronnykh dyuhuniv verstativ / D. Yu. Fedorynenko, A. P. Kosmach // Visnyk Chernihivskoho derzhavnogo tekhnolohichnogo universytetu. Seriya «Tekhnichni nauky» : naukovi zbirnyk. – Chernihiv : Chernih. tsats. tekhnol. un-t, 2015. – № 2 (78). – S. 70–75. **17. Gusarev, V. S.** Eksperimentalnoye issledovaniye zavisimosti deystviya tekhnologicheskoy sistemy ot rezhimov formoobrazovaniya / V. S. Gusarev. Yu. V. Yarovoy // Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya. – 2013. № 7 (104). – S. 12–16. **18. Malkova, L. D.** Vliyaniye velichiny pripuska pokovok na energoyemkost mekhanicheskoy obrabotki / L. D. Malkova // Nauka i obrazovaniye. MGTU im. N. E. Bauman. Elektron. zhurn. – 2015. – № 10. – S. 65–73. DOI 10.7463/1015/0815492. **19. Malkova, L. D.** Otsenka energopotrebleniya pri mekhanicheskoy obrabotke poverkhnostey razlichnymi sposobami frezerovaniya / L. D. Malkova // Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii. 2016. vyp. 12. <http://dx.doi.org/10.18698/2308-6033-2016-12-1559>. **20. Diaz, N.** Energy Consumption Characterization and Reduction Strategies for Milling Machine Tool Use / N. Diaz, E. Redelsheimer, D. Dornfeld // Sustainability in Manufacturing. – Energy Efficiency in Machine Tool. – 2011. – P. 263–267. **21. Draganescu, F.** Models of machine tool efficiency and specific consumed energy / F. Draganescu, M. Gheorghe, C. V. Doicin // Journal of Materials Processing Technology. – 2003. – Vol. 141. – P. 9–15. **22. Grobmann, K.** Thermo-energetic Desing of Machine Tools / K. Grobmann. – Springer International Publishing, 2015. – 261 p. **23. Mironenko, E. V.** Optimizatsiya rezhimov rezaniya pri obrabotke na tyazhelykh tokarnykh stankakh s ucheto energozatrat / E. V. Mironenko, V. S. Guzenko, L. V. Vasilyeva, O. E. Mironenko // Visnik Natsionalnogo tekhnichnogo universitetu «Kharkivskiy politekhnichniy institut». Zbirnik naukovikh prats. Tematichniy vipusk : Tekhnologii v mashinobuduvanni. Kharkiv : NTU «KhPI». – 2010. – № 40. – S. 62–70. **24. Mikhaylov, I. N.** Avtomatizirovannaya sistema upravleniya energoyemkostyu mashinostroitelnykh tekhnologicheskikh protsessov : avtoref. dis. kand. tekhn. nauk: 05.13.06. M.. 2011.

Е.Є. НАБОКА,

О.В. НАБОКА., канд. техн. наук,

М.Е.КОЛІСНИК, канд. техн. наук, Харков, Україна

ТЕНДЕНЦІЇ ІННОВАЦІЙНОГО РОЗВИТКУ ПІДПРИЄМСТВ ХАРКІВСЬКОГО РЕГІОНУ

На загальнодержавному рівні існує проблема дуже повільного зростання економіки, на рівні 2 – 3% на рік, скорочення ринків збуту, стагнація промислового виробництва, брак коштів в бюджеті держави, зниження платоспроможності та рівня життя населення, та, як слід - відтік фахівців у пошуках заробітку в інші країни. Серед вагомих причин цього: відсутність державної промислової політики, деіндустріалізація, відсутність державної підтримки інноваційного розвитку промисловості, значні ризики для інвесторів в Україні.

Незважаючи на масштабні процеси деіндустріалізації економіки України, Харківський регіон ще має достатньо потужний промисловий комплекс, раціональне використання та збереження інноваційного потенціалу якого є на сьогодні стратегічним завданням.

За даними статистичних спостережень 2015 та 2017 років Харківська область залишається одним із лідерів серед регіонів України за кількістю інноваційно активних підприємств (1-ше місце), обсягами витрат на інноваційну діяльність (4-те місце), обсягами реалізованої інноваційної продукції (3-тє місце). Частка інноваційно активних підприємств області у загальній кількості обстежених склала у 2017 році 28,1%, обсяг витрат на інноваційну діяльність промислових підприємств – 890,9 млн грн, реалізовано інноваційної продукції на суму 2515,9 млн грн (рис.1).

Майже 90% реалізованої інноваційної продукції Харківської області виробляється підприємствами машинобудування, на другому виробництво фармацевтичних продуктів і фармацевтичних препаратів, на третьому виробництво харчових продуктів, напоїв та тютюнових виробів, на четвертому виготовлення виробів з деревини, виробництво паперу та поліграфічна діяльність, серед іншого металургійне виробництво та виробництво готових металевих виробів, виробництво хімічних речовин та хімічної продукції, текстильне виробництво та виробництво одягу та т.ін. (рис. 2).

Слід зазначити, що співвідношення реалізованої продукції за останні 2 роки суттєво не змінилось, проте її обсяги значною мірою зменшились, та зростання фінансових показників з її реалізації пов'язаний в основному з падінням курсу національної валюти.

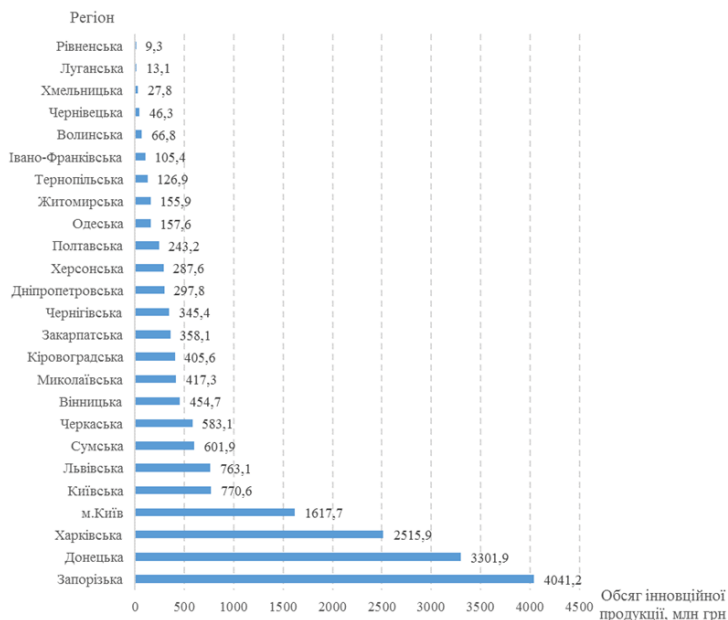


Рисунок 1 – Обсяг реалізованої інноваційної продукції у 2017 році у розрізі регіонів України



Рисунок 2 – Структура реалізованої інноваційної продукції підприємствами Харківської області у 2015 році за видами економічної діяльності

У свою чергу, найбільша частка витрат підприємств у рамках інноваційної діяльності спрямовується на придбання машин, обладнання та програмного забезпечення (рис. 3).

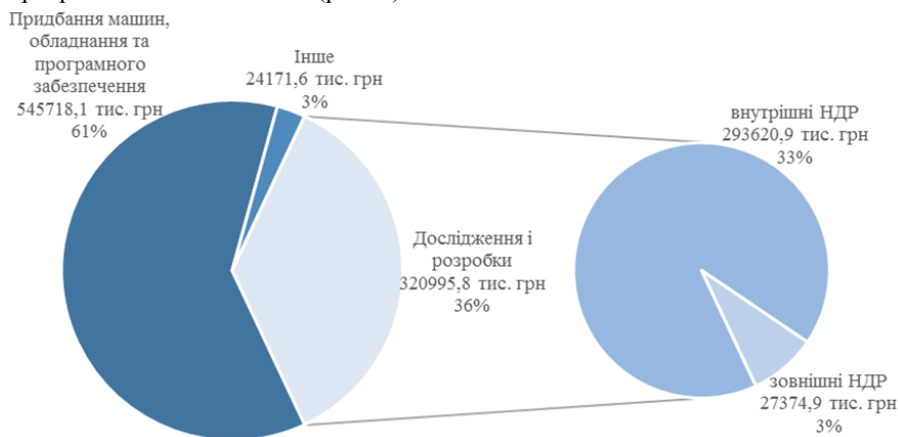


Рисунок 3 – Структура витрат промислових підприємств Харківської області за напрямками інноваційної діяльності у 2017 році

Однак, за результатами досліджень, основним джерелом фінансування інновацій є власні кошти підприємств (рис. 4).



Рисунок 4 – Структура фінансування інноваційної діяльності промислових підприємств Харківської області за джерелами у 2017 році

Однак, слід відзначити, що поряд із досить високими показниками інноваційної активності у порівнянні з іншими регіонами України, в Харківській області мають місце ряд проблем різного рівня, притаманних країні в цілому, найбільш актуальними з яких є:

- ✓ низькі абсолютні значення витрат підприємств на інноваційну діяльність, зокрема, на проведення науково-дослідних робіт;
- ✓ придбання підприємствами устаткування за кордоном, що було у використанні та не відповідає світовому рівню сучасних технологій;
- ✓ відсутність державної підтримки інноваційної активності;
- ✓ відсутність дієвого механізму взаємодії освіти, науки та бізнесу.

Для вирішення наявних проблем в інноваційній сфері регіону першочерговою є розробка національної Стратегії розвитку інновацій в Україні та узгоджених з нею регіональних стратегій інноваційного розвитку. Наступним кроком має стати удосконалення діючого законодавства, що регулює діяльність у цій сфері та забезпечення його відповідності прийнятим стратегіям. Особливу увагу необхідно приділити податковому стимулюванню певних видів інноваційної активності, а також забезпеченню функціонування інституту венчурних інвестицій. За таких умов і на регіональному рівні можливою стане підтримка реалізації проектів з підтримки інноваційної діяльності підприємств та створення об'єктів інноваційної інфраструктури. Реальна програма дій була викладена в «Платформі економічного патріотизму: невідкладні заходи», що була ухвалена 10 листопада 2017 року учасниками XV-го розширеного з'їзду промисловців, підприємців і роботодавців.

Р.С. ТУРМАНИДЗЕ, д-р техн. наук,

В.И. БАЧАНАДЗЕ,

Г.З. ПОПХАДЗЕ, Тбилиси, Грузия

ОСНОВНЫЕ ОЖИДАЕМЫЕ ПРОБЛЕМЫ В ПЕРИОД ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ РЕФОРМЫ „ИНДУСТРИЯ-4.0“ И ПУТИ ИХ ПРАКТИЧЕСКОГО РЕШЕНИЯ НА ОСНОВЕ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗУЕМЫХ МЕХАТРОННЫХ СИСТЕМ

Abstract: This work presents the results of an analysis of the main expected potential problems that may occur in the implementation of the INDUSTRY - 4.0 reform. It is proved that the pace and level of development of this reform will largely be determined by the effectiveness of the used mechatronic systems.

It has also been established that as a result of systematic miniaturization of the nodes of radio-electronic equipment and microelectronic equipment and microelectronic technology, the main problem of these reforms and the implementation of complex technological processes is instrumental support, especially cutting micro-tools. Therefore, the examples of these micro-tools show methods for improving their performance characteristics.

Ключевые слова: “Индустрия – 4.0”, мехатронные системы, микроинструменты для электротехнической промышленности, оптимизация геометрических параметров сверл.

Введение и постановка задачи

На сегодняшний день уже практически каждый научный сотрудник в любой стране знает и однозначно признанно, что в начале XXI века весь мир находится на рубеже четвертой научно – технической революции, которая фундаментально должна поменять стиль и уровень мышления т.е. правила жизни каждого человека и особенно молодого поколения во всех странах мира. Это обусловлено тем, что по утверждению многих ученых и авторов широкопрофильных исследований по изучению состояния необходимых условий для обеспечения достойной встречи таких крупных реформ предстоящее изменение оценивается как самая комплексная и масштабная в истории всего человечества. Она будет проходить под сокращенным названием “Индустрия – 4.0”[1].

В период первой индустриальной революции, которая продолжалась дольше, чем два века для механизации отдельных операций промышленности были использованы вода и пар. В результате второй революции на основе применения электроэнергии были созданы массовые

производства многих изделий по разным направлениям народного хозяйства. Во время третьей революции с помощью применения электронных и информационных технологий производственные процессы стали автоматизированными. А сейчас, на основе результатов третьей революции развивается четвертая революция, которая опирается на цифровых технологиях, разработка которых была начата еще во второй половине прошлого века. Она подразумевает слияние нескольких современных технологий и исчезновение всяких границ между физических, цифровых и биологических сфер, т.е создание кибер – физических систем[2,3,4,5,6,7,8,9].

Иными словами конечной целью реформы «Индустрия 4.0» является: полная автоматизация и дистанционное управление сложных технологических процессов и административно-финансовых операции путем использования суперсовременных мехатронных систем [1,9,10,11].

Результаты первых трех революций были общие и применяемые для всех стран, для каждого предприятия и, практически, для каждого человека. Однако, процесс развития 4 – ой революции и степень последовательного использования результатов ее отдельных этапов на практике будет иметь своеобразный характер для разных отраслей промышленности. Конечно основные принципы будут общие, но поскольку каждая конкретная отрасль имеет свои специальные современные, многооперационные и многопараметрические технологии для их проектирования и управления нужны будут специальные знания и индивидуальный подход.

Для создания вышеупомянутых мехатронных систем, которые определяют уровень и темп развития реформы «Индустрия 4.0» требуется высокоточное технологическое оборудование и специальные микроинструменты разного назначения.

Нами еще в 90-ых годах прошлого столетия сделано классификация всех основных микроинструментов, применяемых на предприятиях микроэлектроники и микроэлектронной технологии, которые делятся на три основные группы: режущие, монтажные и сборочные. В каждой группе входят подгруппы с разными типоразмерами инструментов и конкретными областями их применения[12,13,14].

Для существенного повышения надежности микросхем и соответственно конечной продукции обязательно надо отметить еще одну группу микроинструментов контрольные инструменты - приспособления,

которые дают нам возможность до посадки на печатную плату проверить все эксплуатационные характеристики уже готовой и в корпусе вставленной закрытой микросхемы и на специальных стендах исследовать стабильность этих характеристик в широком диапазоне изменения электрических, механических и тепловых нагрузок. Нами запроектированы, изготовлены, испытаны и запатентованы несколько вариантов таких приспособлений для разных типоразмеров микросхем и их корпусов. Создана даже технологическая оснастка, штампы и пресформы, для их производства.

После тестирования и отборов микросхем такими методами можно практически исключить досрочных в случайных отказов сложных микросхем и дорогостоящих оборудования и приборов во время эксплуатации, что обеспечивает большой экономический эффект. Конструкции и принцип работы вышеуказанных всех типов микроинструментов будут подобно доложены при презентации.

Все эти инструменты применяются достаточно в большом количестве, так как значительная часть современной техники, начиная от бытового и заканчивая космической аппаратурой, является совокупностью механических узлов, гидро и пневмо аппаратуры и микроэлектронных блоков или целых систем управления, то есть представляет собой сложную мехатронную систему. Для их изготовления требуется осуществление многих технологических операций разного профиля.

Однако, следует отметить, что среди них многократно в большом количестве используются режущие микроинструменты, особенно спиральные сверла. Это вызвано тем, что в процессе производства узлов мехатронных систем нередко возникает необходимость обработки отверстий малых диаметров (около 1 мм и меньше), особенно на деталях гидро и пневмо аппаратуры. Что касается производства микроэлектронных узлов, в технологических процессах изготовления базовых деталей – печатных плат, значительную часть работ приходится на операциях сверления огромного количества отверстий малого диаметра.

Для получения отверстий в печатных платах применяются разные методы, однако практика показала, что самым приемлемым методом, особенно при обработке многослойных печатных плат с последующей металлизации поверхностей отверстий, до сегодняшнего дня является метод сверления.

Сверление осуществляют микросверлами из твёрдого сплава, оптимальные значения геометрических параметров которых установлены многократными экспериментами и опытами соответствующих производств. В частности: оптимальный передний угол и соответственно угол наклона спиральной канавки составляет примерно 30^0 , а задний угол 18^0 . Их перетачивают через каждое 1000 отверстие и рассчитаны на 3-4 переточку.

Производство печатных плат это массовое производство, где с целью увеличения производительности осуществляется сверление пакета, составленной из несколько пластин, то есть происходит глубокое сверление, где глубина сверления превышает к диаметру $8 \div 10$ раз.

Простой дорогостоящего технологического оборудования, особенно в массовом производстве связаны со значительными экономическими потерями. В производстве печатных плат простой связан не только с предусмотренной заменой инструмента с целью их переточки, но и непредусмотренной, вызванной хрупкими разрушениями даже до первой переточки. Вероятность хрупкого разрушения значительно растет при глубоком сверлении пакета печатных плат. При этом зона разрушения находится в близости конца спиральной канавки.

Предусматривая массовость производственных процессов изготовления печатных плат, хотя бы незначительное повышение стойкости, в том числе хрупкой стойкости микросверл и соответственно повышение производительности процессов сверления, может дать значительный экономический эффект.

Исследовательские работы с целью повышения стойкости твердосплавных микросверл и производительности процесса глубокого сверления пакета печатных плат были проведены в лаборатории прецизионных микроинструментов департамента «Производственные технологий инженерной механики» Грузинского технического университета в тесном сотрудничестве со специалистами Магдебургского технического университета им. Отто Фон Гурике (Германия).

Исследования были начаты изучением характера изменения силовых показателей – крутящего момента и осевого усилия в зависимости от глубины и режимов сверления пакета печатных плат из стеклотекстолита.

Для измерения осевого усилия был изготовлен прибор на основе известных методов и существующих аналогов, измеряющим элементом,

которого является система тензодатчиков, смонтированная на упругом корпусе (см. рис. 1).

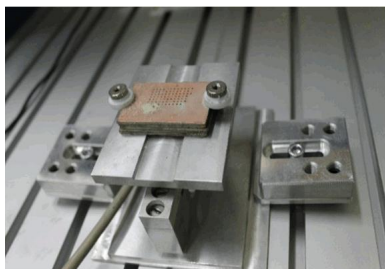


Рисунок 1 – Прибор для измерения осевого усилия.



Рисунок 2 – Прибор для измерения крутящего момента.

Что касается измерения крутящего момента, то в нашем случае существующий косвенный метод, при котором измерение осуществляют с помощью измерения мощности процесса резания непригоден, так как при сверлений микросверлами показатели мощности настолько низкие что зафиксировать его изменения практически невозможен. Поэтому нужно использовать такой метод, который даст возможность измерить непосредственно крутящий момент, при этом с высокой точностью. С этой целью нами был спроектирован и изготовлен специальный прибор (см. рис. 2), в котором стол заготовок для сверления установлен на оси, имеющий возможность углового поворота. Со своей стороны, ось стола оснащен лиской, плоскость которого проходит на оси симметрии и определенным плечом воздействует на упругий измерительный элемент. В качестве измерительного элемента здесь тоже применяется смонтированная на упругом корпусе система тензодатчиков высокой точности измерения (чувствительность 0,1 грамм).

Эксперименты проводились сверлами из твердого сплава марки ВК6ОМ диаметром $\varnothing 0,9\text{ мм}$ длиной рабочей части $l = 10\text{ мм}$. Передний угол и соответственно угол наклона спиральной канавки $\omega = 30^\circ$, задний угол составлял 18° .

Осуществлялось сверление пакета печатных плат из стеклотекстолита толщиной 1,6 мм составленной из 5 пластин с общей толщиной 8 мм (см. рис. 3).

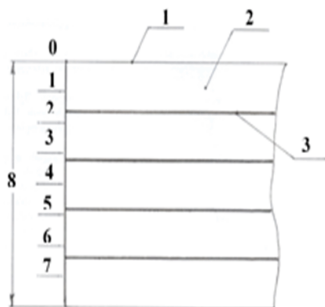


Рисунок 3 – Схема пакета печатных плат из 5 пластин.

1-медная фолгия, 2- стеклотекстолит, 3-двойной слой медной фолгии.

Сверление заготовок осуществлялось на разных режимах резания и через каждый 1мм глубины фиксировались показания измерительных приборов. Результаты экспериментов показаны на рис. 4 и 5.

Из этих результатов явно видно, что, как и ожидалось, силовые нагрузки с увеличением глубины прогрессивно растут. При этом если осевое усилие растет приблизительно в 1,5 раза, то величина крутящего момента увеличивается в 3÷4 раза.

Ставится вопрос, чем вызван такой рост силовых показателей? Условия резания у режущей кромки сверла с увеличением глубины не меняется. Единственной причиной этого может быть увеличение площади контакта абразивной стружки с поверхностью обработанного отверстия и возникшего от него сил трения.

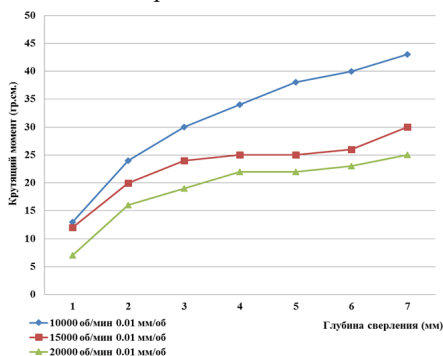


Рисунок 4 – График изменения крутящего момента для стандартных сверл
 $\omega = 30^\circ$.

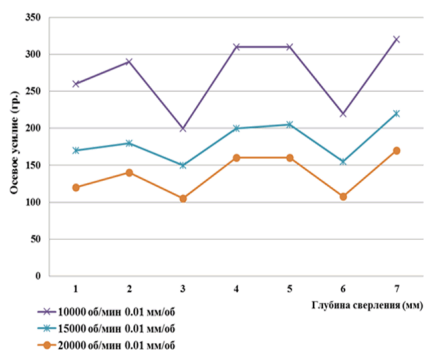


Рисунок 5 – График изменения осевого усилия для стандартных сверл
 $\omega = 30^\circ$.

Нужно отметить, что резкое падение осевого усилия на участках глубины 2-3 и 5-6 (см. рис. 5) обусловлено отсутствием на этих участках обрабатываемой заготовки (рис. 3) медного слоя.

Главным фактором повышения вероятности хрупкого разрушения режущего инструмента из этих двух силовых показателей может стать не рост осевого усилия, а более прогрессивное увеличение крутящего момента, так как прочностные показатели твердосплавных материалов на сжатие значительно превышают показателей на кручение.

Ускорение процесса стружкоудаления из зоны резания способствовало бы уменьшению сил трения и соответственно повышению надежности процесса сверления. Проблему удаления стружки при сверлении глубоких отверстий в разных случаях решают разными путями. Например, при сверлении сверлами крупных размеров это осуществляют методом вымывания с помощью смазочно-охлаждающей жидкости, который подаётся в отверстие через каналы, выполненной в самом теле сверла. В других случаях, когда размеры сверл не дают возможность подачи охлаждающей жидкости вышеуказанным методом, с целью удаления стружки применяют прерывистый метод сверления, при котором после просверления определенной глубины периодически осуществляется отвод сверла из отверстия быстрым ходом.

Применение этих методов в нашем случае неприемлем т.к. во первых дело имеем с микросверлами и при этом применение смазочно-охлаждающей жидкости в производстве печатных плат не допустимо. Нецелесообразен и метод прерывистого сверления, так как это привело-бы сильному падению производительности. При обработке глубоких отверстий микросверлами ускоряющим фактором удаления стружки может стать увеличение шага спиральной канавки, то есть уменьшение угла наклона, но это привело бы к ухудшению условий резания из-за уменьшения переднего угла сверла.

Если конструкцию сверла выполнить таким образом, что у вершины сохранить максимально эффективный для процесса резания передний угол и соответственно угол ω , а в направлении конца спиральной канавки постепенно уменьшить его значение, то есть спиральную канавку нарезать с переменным углом наклона и постепенно увеличить его шаг, это привело бы к ускорению процесса стружкоудаления и облегчению условия сверления.

На рис. 6 показана схема сверла с переменным углом наклона спиральной канавки, где угол наклона канавки у вершины сверла ω_0 , а в конце рабочей части ω_1 . Ширина канавки в сечении перпендикулярной

канавки B_n по всей длине не меняется, но меняется в торцевом сечении и у вершины составляет: $B_{To} = \frac{B_n}{\cos \omega_0}$, а в конце рабочей части $B_{T1} = \frac{B_n}{\cos \omega_1}$.

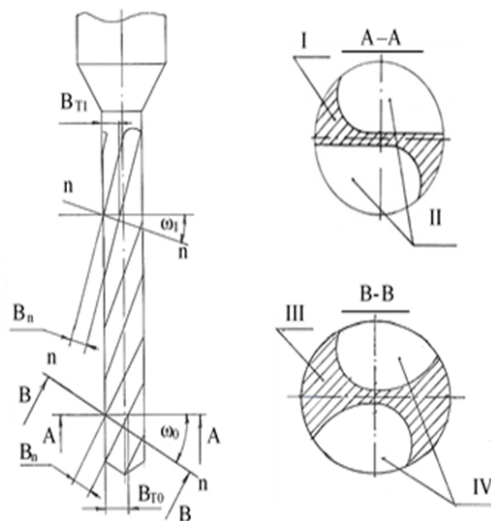


Рисунок 6 – Схема сверла с переменным углом наклона спиральной канавки, А-А – сечение сверла плоскости перпендикулярной его оси: I – Полезная площадь сверла, II – профиль канавки.

В-В – сечение сверла в плоскости перпендикулярной спиральных канавок: III – Полезная площадь сверла, IV – профиль канавки.

Меняется и полезное торцевое сечение сверла, значение которого у вершины:

$$S_o = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{2S_n}{\cos \omega_0} \quad (1)$$

а в конце рабочей части:

$$S_1 = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{2S_n}{\cos \omega_1} \quad (2)$$

где S_n – площадь канавки в перпендикулярном сечении, d – диаметр рабочей части сверла.

Если учтём, что $\omega_0 > \omega_1$, то получается, что в направлении конца рабочей части полезное сечение сверла усиливается. То есть такие сверла по сравнению с стандартными должны выдерживать повышенные нагрузки.

Изготовление таких сверл связано с определенными сложностями. При изготовлении стандартных сверл с постоянным углом наклона спиральной канавки специальное приспособление осуществляет взаимное согласование двух движений – вращения заготовки сверла и его перемещение в осевом направлении таким образом, что на каждый оборот заготовка равномерно перемещается на один шаг спирали. В случае переменного шага осевая подача осуществляется с определенным ускорением, так, что обеспечивается равномерное уменьшение угла наклона спиральной канавки по всей длине нарезки. Из-за этого нам пришлось модернизировать оборудование и в кулачковом механизме подачи кулачок с Архимедовой спиралью сменить кулачком с профилем, изготовленный по нашим расчетам, исходящей из закона изменения угла наклона и соответственно шага спиральной канавки сверла. Кроме этого, из-за переменного угла наклона спиральной канавки, при вышлифовке таких канавок обязательно нужно в процессе обработки менять ориентацию шлифовального круга относительно к оси заготовки сверла соответственно к изменению угла наклона канавки. Это можно осуществлять двумя способами: при неподвижной оси шлифовального шпинделя поворачивать ось шпинделя заготовки вокруг точки пересечения этих осей на величину угла $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$ (см. рис. 7), или неподвижным оставить ось шпинделя заготовки и поворачивать ось шлифовального шпинделя (см. рис. 8).

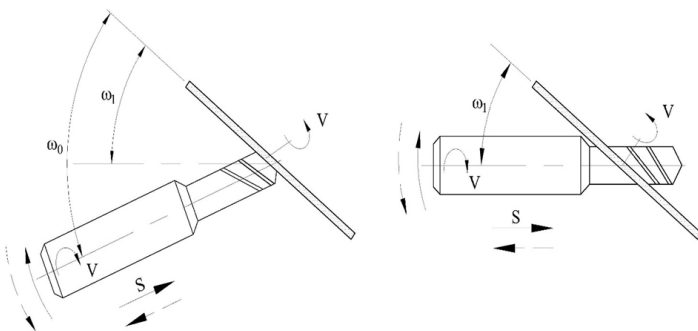


Рисунок 7 – Схема изменения ориентации осей заготовки сверла и шлифовального круга методом поворота оси шпинделя заготовки.

Исходя из конструктивных соображений нами предпочтение было отдано первому варианту (рис. 7) и в процессе модернизации оборудования был оснащён дополнительным механизмом поворота, обеспечивающим при нарезании спиральных канавок, поворот оси заготовки сверла относительно к плоскости вращения шлифовального круга на величину угла $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$. Текущая величина угла наклона определяется по формуле: $\omega_x = \omega_0 - \ell_x \cdot K_\omega$, где ω_x – текущая величина угла наклона, ω_0 – угол наклона у вершины сверла, ℓ_x – текущая координата длины режущей части сверла, K_ω – величина изменения угла наклона спиральной канавки на 1мм длины режущей части сверла.

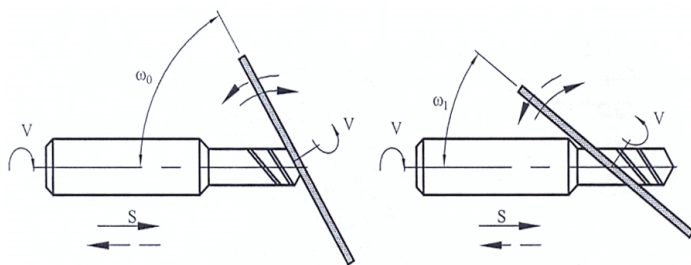


Рисунок 8 – Схема изменения ориентации осей заготовки сверла и шлифовального круга методом поворота оси шлифовального шпинделя.

Принципиальная схема такого модернизированного приспособления с рычажным механизмом поворота показана на рис. 9. Нужно отметить, что с целью достижения более высокой точности взамен рычажного механизма можно применять зубчато-реечную пару.

Приспособление для вышлифовки спиральных канавок в сторону заготовки сверла 1 установлено на оси вращения 2, смонтированной на столе заточного станка - 3Д642. При этом, ось поворота приспособления обязательно должен проходить на точку "О" пересечения оси заготовки сверла и вертикальной оси симметрии шлифовального круга 3, заправленной соответственно профилю спиральной канавки сверла. Другой конец приспособления опирается на круговое направляющее 4. Поворот осуществляется рычажным механизмом, опорный ось 5 которого неподвижно установлен на основании 6 приспособления. При осевом перемещении верхней салазки 7 и соответственно заготовки сверла, жестко связанный с ним палец 8 поворачивает правое плечо рычага 9. Левое плечо

рычага связано с пальцем 10, неподвижно смонтированным на столе станка. Таким образом, поворот рычага вызывает поворот всей конструкции приспособления. При этом, элементы рычажного механизма рассчитаны так, что при осевой подаче заготовки сверла на величину длины винтовой нарезки приспособление поворачивается на величину изменения угла наклона спиральной канавки $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$.

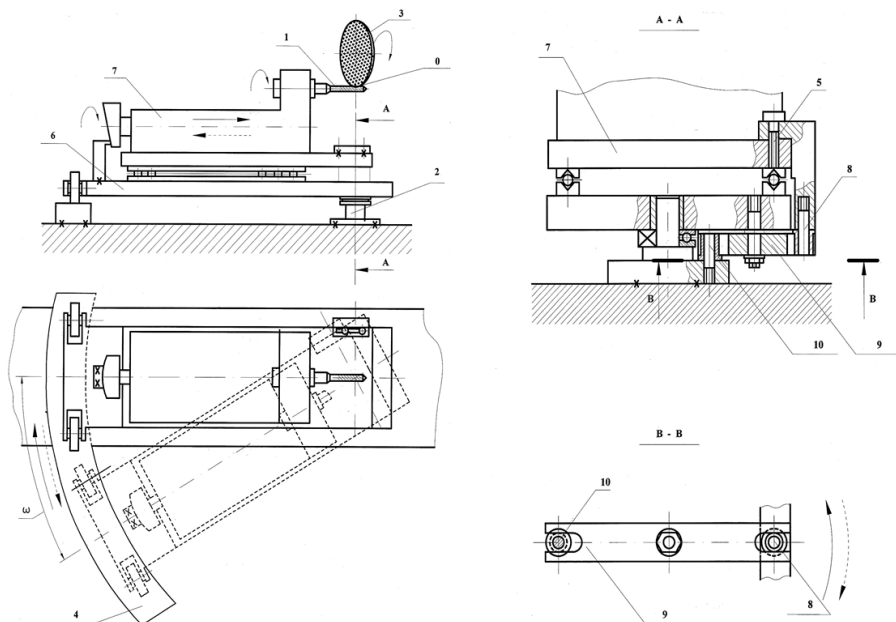


Рисунок 9 – Принципиальная схема механизма поворота оси заготовки сверла относительно к плоскости шлифовального круга при вышлифовке спиральной канавки с переменным углом наклона.

Для этого рассчитывается расстояние между левым неподвижным пальцем и осью поворота приспособления по формуле:

$$R = l \cdot \frac{L_n}{L_n} \cdot \frac{360}{2\pi\Delta\omega} \quad (3)$$

Где l - длина спиральной нарезки сверла, мм;

L_n - длина левого плеча рычага;

L_n - длина правого плеча рычага;

$\Delta\omega$ - величина изменения угла наклона спиральных канавок сверла.

В конструкции приспособления заложены так-же возможности регулировки величины осевой подачи заготовки и начального угла у вершины сверла ω_0 в определенном диапазоне. Благодаря этому нами были сконструированы и изготовлены опытные образцы сверл с разными диапазонами изменения угла наклона спиральной канавки: $\omega = 30-17^\circ$, $\omega = 35-20^\circ$, $\omega = 40-22^\circ$, и $\omega = 43-23^\circ$.

На всех этих свёрлах были проведены такие – же эксперименты, как на стандартных. Результаты экспериментов для свёрл $\omega = 30-17^\circ$ и $\omega = 35-20^\circ$ показаны на фиг. 10, 11, 12, 13.

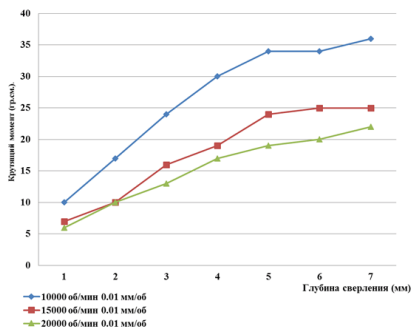


Рисунок 10 – График изменения крутящего момента для свёрл $\omega = 30-17^\circ$.

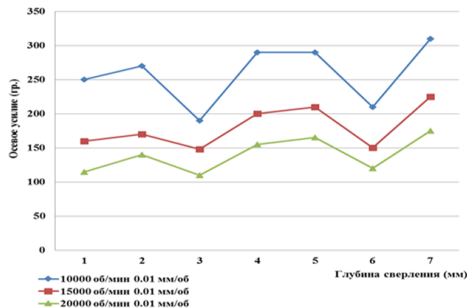


Рисунок 11 – График изменения осевого усилия для свёрл $\omega = 30-17^\circ$.

Анализ этих графиков показывает следующее: для свёрл $\omega = 30-17^\circ$ показатели осевого усилия почти не отличаются от стандартного сверла $\omega = 30^\circ$ что так, и ожидалось, так как у этих сверл одинаковый передний угол и соответственно, условия резания у режущей кромки. Что касается величин крутящего момента, они на сверле $\omega = 30-17^\circ$ в зависимости от режимов резания занижены на 12-16%-ов.

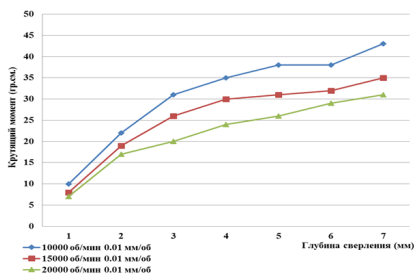


Рисунок 12 – График изменения крутящего момента для сверл $\omega = 35-20^0$.

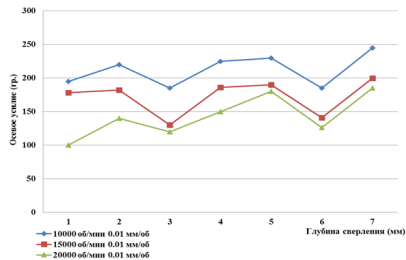


Рисунок 13 – График изменения осевого усилия для сверл $\omega = 35-20^0$.

Для сверл $\omega = 35-20^0$ показатели осевого усилия сравнительно занижены, так как передний угол увеличен на 5%-ов и этим облегчен процесс резания, но величина крутящего момента с увеличением глубины сверления растут более интенсивно и превышают показателей обоих предыдущих образцов. Ясно, что занижение показателей крутящего момента на сверлах $\omega = 30-17^0$ по сравнению со стандартными сверлами $\omega = 30^0$ обусловлено постепенным увеличением шага спиральной канавки и соответственно уменьшением площади контакта образованной стружки со стенками обрабатываемого отверстия. Увеличение угла наклона и соответственно уменьшение шага спирали на сверлах $\omega = 35-20^0$ опять вызывает обратный процесс – показатели крутящего момента интенсивно повышаются.

При сверлении сверлами $\omega = 40-22^0$ и $\omega = 43-23^0$ эти силовые показатели относительно занижены (см. рис. 14-15), что объясняется улучшением условий резания из-за значительного (5-8%-ов) увеличения переднего угла у режущей кромки. Однако уменьшение угла заострения при дальнейшей эксплуатации вызывает увеличение интенсивности износа, и они без переточки доходят лишь до 600-800 отверстий.

Очевидно, что для получения более ясной картины нужно было продолжать сравнительные эксперименты между стандартными сверлами $\omega = 30^0$ и сверлами с переменным углом наклона спиральной канавки $\omega = 30-17^0$. Эксперименты были продолжены до поломки сверл. При этом через каждый 200 отверстий проверялись силовые показатели, которые с увеличением износа режущей кромки постепенно увеличиваются. После 1000

отверстий проверку осуществляли через каждый 100 отверстий, так как повышается вероятность поломки сверла. На протяжении всей серии экспериментов для обоих типов сверл почти одинаковыми оставались показатели износа режущей кромки и осевого усилия. Что касается крутящего момента, его значения на стандартных свёрлах $\omega = 30^\circ$ всегда превышали показателей свёрл с переменным углом наклона спиральной канавки $\omega = 30-17^\circ$.

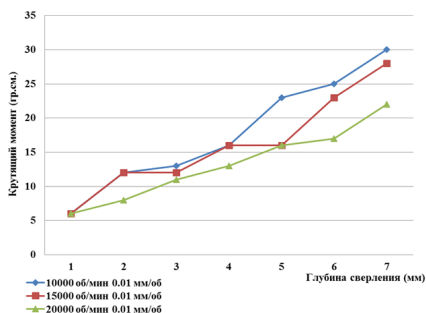


Рисунок 14 – График изменения крутящего момента для сверла $\omega = 40-22^\circ$.

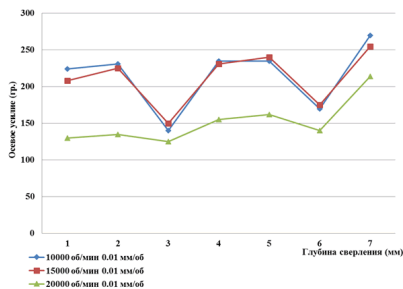


Рисунок 15 – График изменения осевого усилия для сверла $\omega = 40-22^\circ$.

Статистика показала, что поломка стандартных свёрл $\omega = 30^\circ$ происходит от 1200 до 1300 отверстий, а свёрл с переменным углом $\omega = 30-17^\circ$ от – 1400 до – 1500.

В настоящее время подобные эксперименты для выявления эффективности свёрл с изменяемым углом наклона спиральной канавки проводятся при обработке широко используемых в промышленности металлических материалов, как например титановые и алюминиевые сплавы и цветные металлы с разными физико – механическими свойствами.

ВЫВОДЫ

- Установлено, что темп развития реформы “ИНДУСТРИЯ – 4.0” в сильной степени зависит от эффективности эксплуатационных характеристик использованных мехатронных систем.
- Доказано, что выходные характеристики отдельных узлов используемых мехатронных систем можно существенно улучшить оптимизацией конструктивно-геометрических параметров и

процессов их изготовления. Например стойкость твердосплавных прецизионных спиральных сверл рабочим диаметром меньше 1 мм и производительность сверления печатных плат можно увеличить минимум на 20-25%-ов.

- Путем оптимизации геометрических параметров твердосплавных микросверл можно значительно улучшить процесс стружкообразования и их свободное удаление из зоны резания при сверлении печатных плат, что положительно влияет на качество обработанной поверхности и в последствии ее металлизацию.

Список использованных источников:

- [1] Снова перемены. Как выглядит Индустрия 4.0? available at: <http://hi-news.ru/business-analytics/industriya-4-0-cto-takoe-chetvertaya-promyshlennaya-revoluciya.html>
- [2] Всё началось с колеса. Двигаясь с помощью папа. available at: <http://www.bibliotekar.ru/encAuto/5.htm>
- [3] Первые эксперименты с электродвигателями. available at: <http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/history/>
- [4] История создания и развития электродвигателя. Available at: http://ecoconceptcars.ru/2011/01/blog-post_10.html
- [5] История создания мобильного телефона. Available at: <http://mobileleader.ru/interesnye-fakty/23-istoriya-sozdaniya-mobilnogo-telefona.html>
- [6] ЧТО ТАКОЕ ИНТЕРНЕТ? ИСТОРИЯ И ЭТАПЫ РАЗВИТИЯ. Available at: <http://mooolkin.ru/cto-takoe-internet-istoriya-i-etapy-razvitiya>.
- [7] Zujevs, V. Osadcuks, and P. Ahrendt, Trends in robotic Sensor Technologies for Fruit Harvesting: 2010-2015, Procedia Computer Science, Vol. 77, 2015, pp. 227-233.
- [8] A. Ivan, Research regarding optimization of industrial robots for machining applications, Doctoral Thesis, Universiti "Politehnica" of Bucharest, 2011.
- [9] A. Ivan, Research regarding optimization of industrial robots for machining applications, Doctoral Thesis, Universiti "Politehnica" of Bucharest, 2011.
- [10] B. Jang, Nanotube fiber reinforced composite materials and method of producing fiber fiber reinforced composites, 23 Dec 2003
- [11] R.TurmanidzeV.Bachanadze, G.Popkhadze International saintific journal "Inovations". Year V, Issu 3/2017, Sofia, Bulgaria,ISSN Print 1314-8907,ISSN WEB 2534-8469123-128.Basic technological processes required to create mechatronic sistems to meet today's needs and problems of their institutional support of "Industry 4.0" challenges
- [12] Турманидзе Р.С., Бокучава Г.В., Новые процессы алмазно-абразивной обработки. Тезисы докладов Первого всесоюзного съезда техно-логов-маш. г.Москва, 13-18 ноября, 1989г. 12 стр.
- [13] Турманидзе Р.С., Амиридзе М.Н., Микроинструменты для сборки и монтажа микросхем и технологическое обеспечение их изготовления. Тезисы докладов международного семинара "Высокие технологии в машиностроении". Харьков-Алушта, 1992г. 3 стр.
- [14] Турманидзе Р.С., Некоторые особенности проектирования и изготовления твердосплавных прецизионных микро-инструментов. Труды Харьковского технического университета "Резание и инструмент", вып. 50. 1995г. 2 стр.

UDC621.83

V. B. STRUTYNSKY, Doctor of Technical Science, Professor,
O.YA. YURCHISHIN, Candidate of Technical Sciences
O.M. KRAVETS, Candidate of Technical Sciences,
V.E. POLUNICHEV, Kyiv, Ukraine

DYNAMIC CHARACTERISTICS OF A MOBILE ROBOT MANIPULATOR BUILT ON THE BASIS OF A MECHANISM WITH PARALLEL KINEMATIC COUPLINGS

Розроблена математична модель динамічних характеристик мобільного робота з паралельними кінематичними зв'язками на основі використання теорії нечітких множин. Для динамічної системи платформи введено чотири парціальні динамічні підсистеми. Три з них описують поступальні переміщення платформи у трьох напрямках, а підсистема сферичного руху описує поворотний рух платформи відносно полюса. Динамічні підсистеми штанг змінної довжини враховують розподіленість параметрів штанг по довжині. Проведено математичне моделювання динамічних процесів мобільного робота з паралельною кінематикою при одиничних і пакетних імпульсних динамічних збуреннях штанг.

Ключові слова: динамічні характеристики мобільного робота, математичне моделювання

Разработана математическая модель динамических характеристик мобильного робота с параллельными кинематическими связями на основе использования теории нечетких множеств. Для динамической системы платформы введены четыре парциальные динамические подсистемы. Три из них описывают поступательные перемещения платформы в трех направлениях, а подсистема сферического движения описывает поворотное движение платформы относительно полюса. Динамические подсистемы штанг переменной длины учитывают распределенность параметров штанг по длине. Проведено математическое моделирование динамических процессов в роботах параллельной кинематики при единичных и пакетных импульсных динамических возмущениях штанг.

Ключевые слова: динамические характеристики мобильного робота, математическое моделирование

The mathematical model of dynamical characteristics of a mobile robot with parallel kinematic bonds is developed on the basis of the use of the theory of fuzzy sets. For the dynamic system platform, four partial dynamic subsystems are introduced. Three of them describe the translational movement of the platform in three directions, and the subsystem of the spherical motion describes the rotary motion of the platform relative to the pole. Dynamic subsystems of a variable-length rod take into account the distribution of the parameters of the rod in length. The mathematical modeling of dynamic processes in mobile works of parallel kinematics at single and packet pulse dynamic shock disturbances is carried out.

Keywords: dynamical characteristics of a mobile robot, mathematical modeling

Currently robotic equipment is widely developed on the basis of mechanisms with parallel structures. Mobile work of this type has low material capacity and wide functionality. Therefore, work in the field of research of multi-coordinate mobile robots with parallel kinematic structures is relevant.

The problem in general form is to increase the quality of accuracy of multi-coordinate mobile robots.

The problem is related to the important scientific and practical tasks of creating highly efficient robotic complexes of special purpose.

Famous studies and publications [1-3] provide information on the development and use of multi-coordinate mobile robots. It is noted that improvement of qualitative indexes of manipulators can be achieved by applying mechanisms with parallel kinematic bonds [4-6].

As a result of the analysis of literary sources, the design of mobile robots with parallel kinematics requires thorough theoretical and experimental studies [7, 8].

This scientific problem is devoted to a significant number of publications [9-11]. In the main, the authors investigate the laws of kinematics of mobile robots with parallel structures [12, 14].

Mobile work with parallel kinematics works in hard dynamic modes. Therefore, it is especially important to study their dynamic characteristics. Dynamic characteristics of mobile robots are considered in a number of papers [15-18]. In the main they are presented general questions on modeling the movement of the executive body of the mechanism. There are no mathematical models for determining the dynamic properties of mobile robots of this type in the literature.

Unsettled parts of the common problem include the development of a refined mathematical model of a multi-coordinate mobile robot that takes into account the distribution of parameters in a dynamic system and the presence of factors that take into account the unclearly defined hard sleep and dissipative parameters of the dynamic mobile robot system.

The purpose of the research outlined in this article is to develop a mathematical model of structural type intended to study the dynamic properties of multi-coordinate mobile robots, which takes into account the unclear parameters of the dynamic mobile robot system and the mathematical modeling of the parameters of the accuracy of the mobile robot.

The objectives of the research are to construct a structural mathematical model, to develop methods for taking into account the distribution of the parameters of a dynamic system under unclear conditions of mobile robot operation and the implementation of multi-coordinate mobile robot modeling in typical operating modes.

Presentation of the main research material

Multi-coordinate mobile robot with parallel kinematics is a complex spatial dynamic system in which there are complex oscillations (Fig. 1).

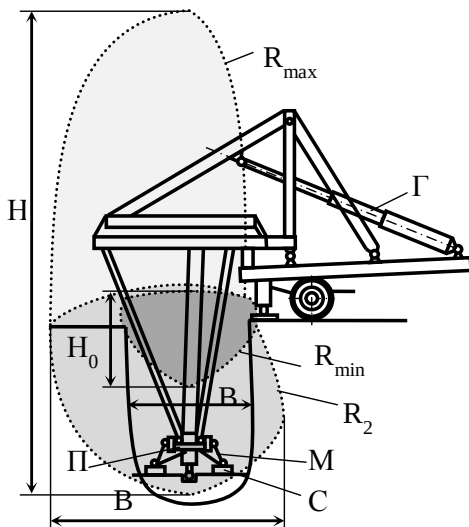


Fig.1 Constructive scheme of multi-coordinate mobile robot of parallel kinematics

The robot has a frame P that changes its position with the help of a hydraulic drive T . On the frame, six rods of variable length S are installed which are pivotally connected to the mobile platform Π . On the platform there is a manipulator (catch) of the robot M that interacts with the object of manipulation $WITH$.

The robot provides the exact movement of the platform within the R_{min} working space. With an increase in the initial length of the bar, the working space increases, extending beyond the boundary of the region R_2 . When the frame R is rotated by the hydraulic drive G , the working space of the robot expands to the region R_{max} .

The mobile robot is implemented as a prototype [19]. To test the performance of the robot developed a special equipment. The frame work with variable-length barbs and a mobile platform is installed on a special support, which has racks 1 and 2 with beams 3 and 4 (fig. 2).

The support has a traverse 5, on which the turning frame of the frame 6 is fixed. The peculiarity of the design of a mobile robot is the presence of malo-rigid rod systems, which connect the platform of a mobile robot with a fixture mounted on it.

The mobile robot platform has six coordinates. It carries forward movements in the directions x , y , z and the transverse angular displacements ψ , θ , φ around the visage coordinates.

Movement of the executive body provides six drives that change the length of the rod 5.

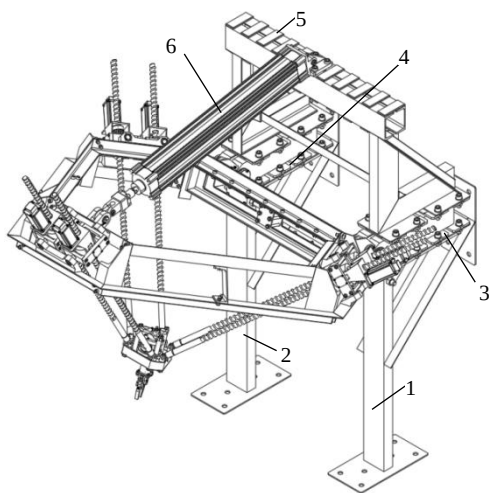


Fig. 2. Installation of a mobile frame of a mobile robot on a special support

The feature of a multi-coordinate mobile robot is the complex spatial movement of individual nodes and parts of the mobile robot.

To determine the basic properties of a dynamic mobile robot system and to construct mathematical models of individual dynamic subsystems, an analysis of the system was performed to determine the characteristics of the movement of individual nodes.

The design scheme of the dynamic system of mobile robot, which unites the platform and the executive body as one solid body, is developed, and the rod of variable length presents in the form of equivalent deformed rods with distributed mass. The equivalent dynamic model of elastic system of robot in the form of a set of elastic bars is offered (Fig. 3).

External force factors in the form of force act on the executive body of the mobile robot.

The working body of the mobile robot has the form of a platform that is located on the supports of the rod. In supports there are supporting reactions that are internal forces of the dynamic system. The executive body of the mobile robot (cheat) has a mass of much less mass of the platform. Therefore, we can assume that the specific inertial loads on the grip and the platform are close and consider the platform and grip of one solid. The rods of the variable length of the mobile robot have a certain stiffness and significant dissipative properties that need to be taken into account when developing a mathematical model of the dynamic processes of mobile robots with parallel kinematics.

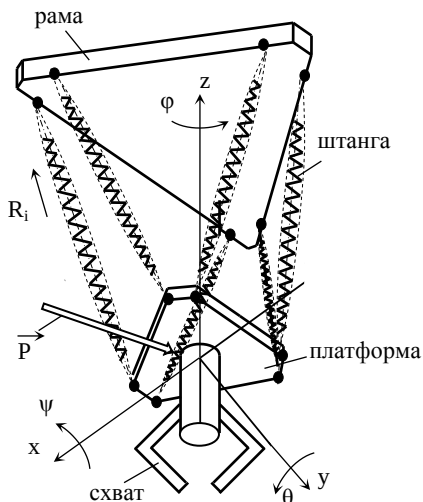


Fig. 3. Equivalent dynamical model of mobile robot of parallel kinematics, which takes into account the distribution of parameters of the rod

Mobile work with parallel kinematics has a complex spatial structure of the dynamic system. Accordingly, in the dynamical system of mobile robot there are various partial dynamic systems.

Partial dynamic systems correspond to the spatial movements of individual mobile robot nodes. The main dynamic nodes are a rod and a platform. The platform moves in space under the action of supporting reactions in the supports of the rod. These power factors are reduced to the main vector and the main moment:

$$\vec{R}_p = \sum_{i=1}^n \vec{R}_i, \quad \vec{M}_p = \sum_{i=1}^n \vec{R}_i \vec{b}_i,$$

where $\vec{R}_i$ – vector of the dynamic reaction of the i -th rod; $\vec{b}_i$ – radius-vector of force action $\vec{R}_i$ relative to the pole; $n=6$ – Number of rods on which the platform is installed. The platform has six degrees of freedom. Therefore, for the description of its dynamics, three partial systems of translatory movement of the platform pole and one partial system of spherical motion of the platform relative to the pole are used (Fig. 4).

According to the proposed dynamic model of the platform a structural mathematical model is developed.

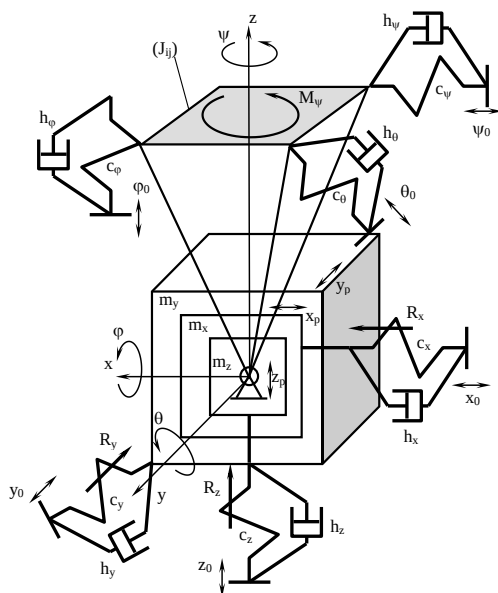


Fig. 4. Partial dynamic systems of translational and spherical motion of the platform

The block diagram of a mathematical model of a dynamic platform of the platform includes a block 1 for the simulation of three components of the partial system of translational platform movement (Fig. 5).

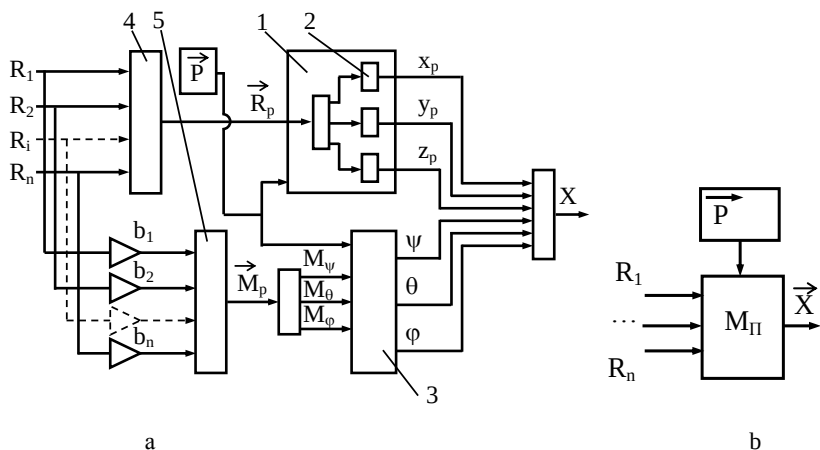


Fig. 5. Structural flowchart of the mathematical model of the dynamic system of spatial displacement of the platform (a) and representation of the model in the form of a block (b)

The components x_p , y_p , z_p the translational movement of the platform is modeled by separate blocks 2, each of which determines the displacement of the center of the masses of the platforms in the corresponding direction. Block 3 simulates the partial system of spherical motion of the platform relative to the pole. Blocks 4 and 5 form respectively the main vector and the main moment that acts from the side of the rod to the platform.

The output of the mathematical model of the dynamic system of the platform is a six-dimensional vector position of the platform.

The inputs of the dynamic system of the platform are the vectors of the supporting forces of the rod $R_1..R_n$ and the loading vector.

As blocks 1.2, known mathematical models are used [19]. Known mathematical models are tested at calculations in order to confirm their adequacy.

General characteristics of the dynamical accuracy of the mechanism determine the dynamic properties of the rod. The bars correspond to separate partial systems that determine the specific, dynamic processes that accompany their displacement. The essential output parameters for the dynamical systems of the barb is the movement of joints. Therefore, for each rod allocated partial dynamic systems describing the longitudinal displacement of the rod, taking into account the distribution of their parameters (Fig. 6).

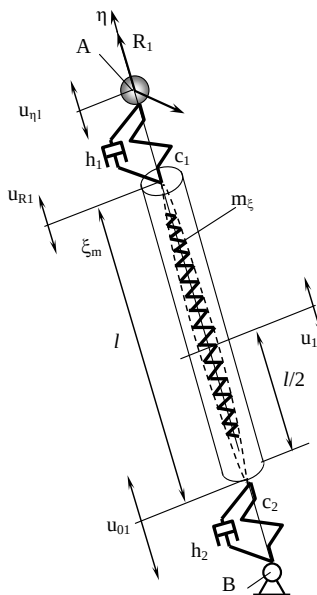


Fig. 6 Dynamic model of longitudinal displacement of a rod, taking into account the distribution of its parameters

Let's assume that the bar of length l represents a quasi-homogeneous rod with a mass distributed in length.

We will assume that the ends of the rod carry out harmonious movements by law:

$$u_{R1} = u_{aR} \sin(\omega_1 t), \quad u_{01} = u_{a0} \sin(\omega_2 t + \psi_0), \quad (1)$$

where u_{aR} , u_{a0} - the amplitudes of harmonic displacements; ω_1 , ω_2 - circular frequencies of harmonic displacements of boundary bar cross sections; ψ_0 - the phase difference of the harmonic displacements of the ends of the bar.

Let's assume that the ends of the bar are firmly fixed in the supports. Accordingly, the parts and forms of oscillation are determined in the form [8]:

$$p_i = \frac{i\pi a}{l}, \quad a = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad X_i = \sqrt{\frac{2}{l}} \sin\left(\frac{p_i x}{a}\right), \quad i=1,2,..,\infty, \quad (2)$$

where l – rod length; i – shape number of oscillations; E – An equivalent modulus of elasticity of the rod; ρ - Seamless weight of the rod; a - equivalent sound speed in a rod. An equivalent modulus of elasticity is found by experimentally measuring the stiffness of the rod. The loading of the rod by the longitudinal force F_k was carried out and the relative displacement of the ends of the rod was measured. Rigidity was the ratio of the increase in force to the increase in displacement by the formula:

$$C_k = \frac{\Delta F_k}{\Delta l_k}. \quad (3)$$

Measurements are made at variable loads under different values of force and, accordingly, displacement. It is established that the value of stiffness essentially depends on the amplitude of loads (deformations). At low amplitudes of alternating loads, the stiffness of the rod decreases. This is due to the selection of backlashes and gaps in the kinematic chain. Increasing the load amplitude leads to increased stiffness. Results of rigidity measurements subject to statistical processing. The histograms of the relative frequency of rigidity measurements of this value are constructed. For this purpose, the measured values of rigidity are broken down into discharges and a calculation of the number of measurements that fall into each discharge is made. The number of values of measurements that fall into the category with the maximum number of values of measurements is taken as the norm. Relative number of measurements in each level N is established relative to it.

The measurements of rigidity at different amplitudes are grouped into separate histograms N_m and N_a (Fig. 7).

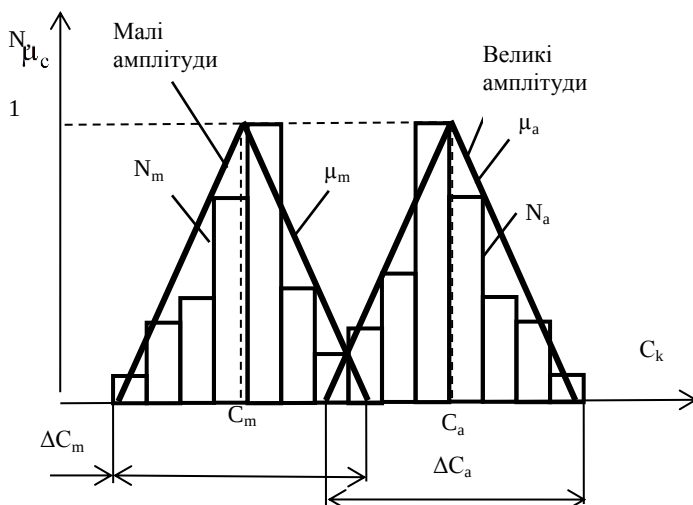


Fig. 7. Experimentally determined values of the equivalent stiffness of the rod, presented in the form of histograms and corresponding functions of the membership of fuzzy sets describing the equivalent stiffness of the rod

As a result of experimental measurements, it was established that histograms are close to triangular graphs with maxima corresponding to the mean values of stiffness C_m and C_a and width ΔC_m and ΔC_a .

Triangular functions μ_m and μ_a have been introduced to describe the histograms, which are interpreted as characteristic features of fuzzy (blurry) sets [20], which describe the characteristics of rod stiffness. For small amplitudes of oscillations, stiffness is determined by the function μ_m , and for large amplitudes, by the function μ_a .

On the basis of measured rigidity values the current values of the equivalent elastic modulus are determined. Dependence is used for this purpose:

$$E = C_k \frac{l}{s_e}, \quad (4)$$

where l - rod length; s_e - equivalent to the cross-sectional area of the rod; C_k - the value of the current stiffness of the rod, which is determined taking into account the value of the amplitude of the oscillation of the rod in accordance with the value of the characteristic function μ_m i μ_a .

Assume the characteristic movement of a rod in its middle part at $x = \frac{l}{2}$.

Characteristic displacement of the rod as a system with distributed parameters is determined by the next [19]:

$$u_1 = \left[\frac{1}{2} + \frac{2l^2}{\pi^3 a^2} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{\sin\left(\frac{i\pi}{2}\right)}{i^3} \cdot \frac{\omega_1^2}{\left(1 - \frac{\omega_1^2}{p_i^2}\right)} \right] u_{aR} \sin(\omega_1 t) +$$

$$+ \left[\frac{1}{2} - \frac{2l^2}{\pi^3 a^2} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(-1)^i \sin\left(\frac{i\pi}{2}\right)}{i^3} \cdot \frac{\omega_2^2}{\left(1 - \frac{\omega_2^2}{p_i^2}\right)} \right] u_{a0} \sin(\omega_2 t + \psi_0), \quad (5)$$

where the parameters of formula (5) are determined by the dependences (1) - (4).

Formula (5) defines polarharmonic displacements of a characteristic mid-section of a rod at sinusoidal displacements of its ends. Expressions in square brackets represent the amplitude-frequency characteristics of the dynamical rod system with two sinusoidal inputs in the form of moving its ends. These frequency characteristics are frequency functions in the form of infinite series:

$$W_1(\omega) = \frac{1}{2} + \sum_{i=1}^{\infty} K_{1i} \frac{\omega^2}{(-T_i^2 \omega^2 + 1)}, \quad W_2(\omega) = \frac{1}{2} - \sum_{i=1}^{\infty} K_{2i} \frac{\omega^2}{(-T_i^2 \omega^2 + 1)}. \quad (6)$$

where:

$$K_{1i} = \frac{2l^2}{\pi^3 a^2} \frac{\sin\left(\frac{i\pi}{2}\right)}{i^3}, \quad K_{2i} = \frac{2l^2(-1)}{\pi^3 a^2} \frac{\sin\left(\frac{i\pi}{2}\right)}{i^3}, \quad T_i = \frac{1}{p_i}. \quad (7)$$

The coefficients defined by formula (7) are fuzzy sets defined according to the dependences (2), (4).

Frequency characteristics (6) include only the square of the frequency. Therefore, they correspond to the transmission functions of the form:

$$W_1(s) = \frac{1}{2} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{1i}s^2}{T_i^2s^2 + 1}, \quad W_2(s) = \frac{1}{2} - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{2i}s^2}{T_i^2s^2 + 1}, \quad (8)$$

where s is Laplace's operator.

These transmission functions represent an infinite number of parallel chains, each of which has two sequentially connected differentiation links and one conservative link [21]. The presence of a conservative link does not correspond to the physical nature of the problem, namely the presence of a process of energy dissipation in the dynamic system of the rod. Therefore, in transmitting functions, conservative links are replaced by oscillations [21] and accordingly obtained:

$$W_1(s) = \frac{1}{2} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{1i}s^2}{T_i^2s^2 + 2\xi_i T_i s + 1}, \quad W_2(s) = \frac{1}{2} - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{2i}s^2}{T_i^2s^2 + 2\xi_i T_i s + 1}, \quad (9)$$

where ξ_{li} - a set of attenuation parameters that determine the dissipative characteristics of the rod.

As a result of experimental measurements of the proper oscillation of the rod, it is found that the damping parameters are insignificant and make up $\xi_i = 0.01..0.001$.

Taking into account the received transfer functions, the connection of the dynamic perturbations of the bar in the middle section and displacement of its ends is established:

$$u_{R1}(s) = [u_1(s) - W_2(s)u_{01}(s)] / W_1(s). \quad (10)$$

Accordingly, the reaction of the first rod:

$$R_1(s) = [u_{R1}(s) - \eta_1(s)](c_1 + h_1s), \quad (11)$$

where $\eta_1(s)$ - the movement of the platform in the direction of the axis of the rod, which is determined by the vector X coordinates; c_1 та b_1 - the stiffness and the resistance coefficient of the hinged fixing of the rod on the platform.

The movement of the platform in the direction of the axis of the bar is uniquely determined by the vector x coordinates of the platform in the form of linear dependence:

$$\eta_1(s) = \sum_{j=1}^6 \alpha_{1j} \cdot x_j. \quad (12)$$

The combination of relations (10) - (12) is carried out in a special block of the mathematical model (Fig. 8).

The inputs of the block are the coordinate vector of the platform X , the dynamic disturbance in the drive of the first bar u_1 and the dynamic perturbation (vibration) of the base u_{01} in the place of fixing the first rod.

To calculate the uncertain stiffness of the rod C_k is a special block of the model, which implements the dependence (4) in accordance with the experimental values (see Fig. 4), taking into account the amplitude of displacements of the upper joint hinge [23].

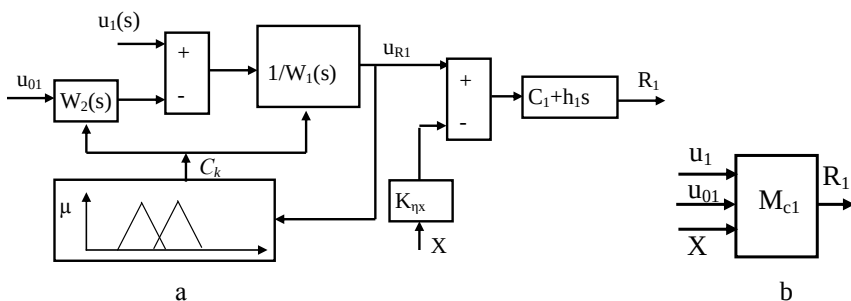


Fig. 8. Structural model is designed to calculate the reaction of the rod (a) and the presentation of this model in the form of block (b)

The mathematical model of the platform and the bar is combined into one general structural mathematical model (Fig. 9).

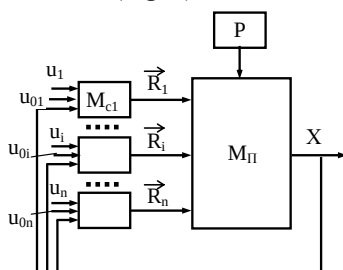


Fig. 9. Block diagram of a general mathematical model of a mechanism with parallel kinematics

The output of the mathematical model is the coordinate vector of the platform X , the inputs of the control signals of the drives of individual rods u_i and the vibration of the base u_{0i} .

The mathematical modeling of the platform movement under the influence of impulse loads u_i in the drives of each separate rod is fulfilled. As a result of the calculations, it was found that when the pulse loads of the rod the platform carries a complex oscillatory motion. In the plane of the platform, this motion corresponds

to a spiral trajectory, which is localized in the elliptical region and fades with time (Fig. 10).

The parity of the elliptical parasites is 1,4 ... 1,7. The rails x_1 and y_1 correspond to the main axes of the rigidity of the elastic platform system. On the trajectory of movement of the platform there are loops similar areas 1, 2, 3. They correspond to the first basic frequency of oscillations of the bar with time fade.

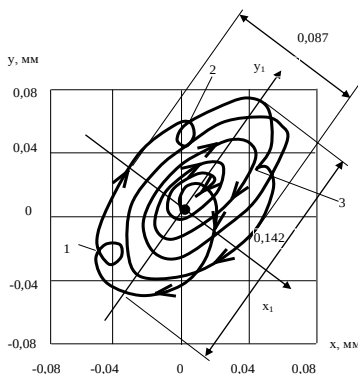


Fig. 10. Estimated trajectory of moving the center of the platform of a multi-coordinate mobile robot with impulse perturbation in the first rod

Sequential packet pulse disturbances in all mobile robot rods change the trajectory of moving the platform in the haw plane.

On the trajectory are traced to evil, corresponding to the presence of perturbations (Fig. 11).

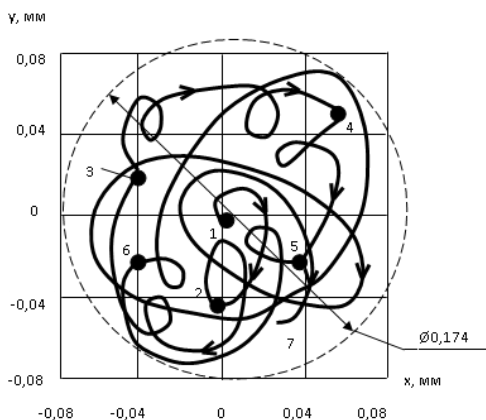


Fig.11. Trajectory of moving the pole of the platform with sequential pulse disturbances in all mobile robot rods

Evil occurs at points 1, .. 6, which correspond to the time of impulse (shock) loads in rods 1-6.

Consecutive pulsed loads complicate the movement of the platform. The trajectory is within the area close to the circle. On the trajectory, loop-like areas can be traced, similar to their own oscillations of individual rods. Subsequently (point 7 and further), the trajectory of the platform moves to a fading elliptic spiral, which ends at point 1.

Conclusions

1. It has been established that for mathematical modeling of the dynamics of spatial motion of a mobile robot platform, it is necessary to allocate four partial dynamic subsystems of the platform. Three of them determine the translational motion of the platform pole in three directions, and the fourth corresponds to the spherical motion relative to the pole. Six additional partial dynamic rotor systems take into account the distribution of the rod parameters at their longitudinal and transverse vibrations.

2. To describe the dynamical processes of a moving rod, it is expedient to use a mathematical model of an equivalent beam with a mass distributed in length. The elastic properties of the rod depend on the amplitude of the oscillations and represent a fuzzy set, which has two triangular functions of belonging, corresponding to small and large amplitudes of oscillations. At the same time, the stiffness of the rod at small amplitudes is $2 \cdot 3$ times lower than the stiffness at large amplitudes of oscillations.

3. The mathematical model of a mobile robot with parallel kinematics is structurally-blocked, with the blocks corresponding to the partial dynamic systems of the bar and platform, and the connections between the blocks, including feedback, lock the model, determining the spatial position of the platform, depending on the force factors that act on individual mobile robot nodes, in particular depending on impulse disturbances in drive changes in the length of the mobile robot rod.

4. As a result of mathematical modeling, it has been established that forced oscillations of the platform of a multi-coordinate mobile robot with unit pulse disturbances in one of the bars take place in a definite direction, which corresponds to the axis of the minimum stiffness of the elastic system of the mobile robot. At the same time, the velocity of oscillations in the direction of the axle of maximum stiffness is 0.6-0.7 times smaller than in the direction of the axle of minimum rigidity. In sequential packet pulse disturbances, in all rods of a mobile robot, the specified directions are leveled and the platform pole moves within a circular area with its successive decrease to zero.

5. As a direction of further research, it is recommended to clarify the structural mathematical model and its testing by comparing the results of modeling with experimental data.

List of used sources: 1. B. Li ; Y. Fang and ect. Model-Free Unified Tracking and Regulation Visual Servoing of Wheeled Mobile Robots// Journal Sensors and Actuators A: Physical, IEEE Transactions on Control Systems Technology (Volume 24, Issue: 4), 2016 pp. 1328 – 1339. 2. I. Kecskés, E. Burkus and ect. Model validation of a hexapod walker robot // Robotica / First View Article Copyright © Cambridge University Press 2015, 44 pages. Published online: 17 August 2015. 3. P. Ritzten, E. Roebroek and ect. Trailer Steering Control of a Tractor–Trailer Robot // IEEE Transactions on Control Systems Technology (Volume:24 , Issue: 4), 2016.pp. 1240 – 1252. 4. P. Tavousi, K. Kazerounian and ect. Synthesizing Functional Mechanisms From a Link Soup // Journal of Mechanical Design, Volume 138 ,(6), 2016, (13 pages). 5. S. Briot, W. Khalil. Dynamics of Parallel Robots: From Rigid Bodies to Flexible Elements. - Springer International Publishing Switzerland, 2015. - 341p. 6. M. Alghooneh; Ch. Q. Wu and ect. A Passive-Based Physical Bipedal Robot With a Dynamic and Energy-Efficient Gait on the Flat Ground // Journal Transactions on Mechatronics (Volume:21 , Issue: 4), 2016, Page(s):1977 – 1984. 7. F. Meoni, M. Carricato. Design of Nonovercon strained Energy-Efficient Multi-Axis Servo Presses for Deep-Drawing Applications // Journal of Mechanical Design , Volume 138 ,(6), 2016, (9 pages). 8. K. Zhang, J. S. Dai. Screw-System-Variation Enabled Reconfiguration or the Bennett Plato-Spherical Hybrid Linkage and Its Evolved Parallel Mechanism/ Journal of Mechanical Design, 2015, vol. 137, 10 p. 9. K. Marlow, M. Isaksson and ect. Motion Force Transmission Analysis of Parallel Mechanisms With Planar Closed-Loop Subchains //Journal of Mechanical Design , Volume 138,(6), 2016, p. 21-32. 10. F. E. Udwadia Inverse Problem of Lagrangian Mechanics for Classically Damped Linear Multi-Degrees-of-Freedom Systems // Journal of Applied Mechanics | Volume 83(10), 104501 (Jul 25, 2016) (4 pages). 11. T. Liang, D. Lu and ect. Feed fluctuation of ball screw feed systems and its effects on partsur face quality // International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 101, February 2016, Pages 1–9. 12. X. Jiang, R. J. Cripps A method of testing position independent geometric errors in rotary axes of a five-axis machine tool using a double ball bar //International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 89, February 2015, Pages 151–158. 13. С. Кун Структурный синтез параллельных механизмов / Сяньвень Кун, Клемент Госселин - М.: Физматлит, 2012. – 275 с. 14. H.-S. Jeong, J.-R. Cho Optimal design of head expander for a lightweight and high frequency vibration shaker // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing , July 2016, Volume 17, Issue 7, pp 909-916. 15. Y. Zhao, K. Qiu and ect. Inverse Kinematics and rigid-body dynamics for a three rotational degrees of freedom parallel manipulator/ Robotics and Computer-Integrated Manufacturing No31 (2015). 40-50 pp. 16. Zh. Hu, S. Mahadevan and ect. Uncertainty Quantification of Time-Dependent Reliability Analysis in the Presence of Parametric Uncertainty// ASME J. Risk Uncertainty Part B 2(3), 031005 (Jul 01, 2016) (11 pages). 17. M. Wang, T. Zan and ect. Suppression of the time-varying vibration of ball screws induced from the continuous movement of the nut using multiple tuned mass dampers //International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 107, August 2016, Pages 41–49. 18. Rybak L., Gaponenko E. and Computer-Aided Modeling of Dynamics of Manipulator-Tripod with Six Degree of Freedom / World Applied Sciences Journal. - N25(2). - 2013. - P.341-346. 19. Strutynsky V.B. Determination of development grounds and characteristics of mobile multi-coordinate robotic machines for materials machining in field conditions / V.B.Strutynsky, A.A.Hurzhi, O.V. Kolot, V.E.Polunichev // Scientific Bulletin of the National Mining University. - Dnepr, 2016. - №5 (155). - p.43-51. 20. Tymoshenko S.P. Fluctuations in engineering. Tr. from English L.G.Korneichuk / S.P.Timoshenko, D.H. Yang, U.Uiver-M.: Mechanical Engineering, 1985.-472 p. 21. Besekersky V.A. The theory of automatic control systems / V.A. Besekersky, E.P. Popov. St. Petersburg: Publishing House "Professiya", 2003. - 752 p. 22. S.V.Strutynsky Defining the dynamic accuracy of positioning of spatial drive systems through consistent analysis of processes of different range of performance / Науковий вісник Національного гірничого університету / Науково-технічний журнал. Дніпро, 2018. - №3. с. 27-35. 23. Strutynskyi S.V. Definition of vibro displacements of drive systems with laser triangulation meters and setting their integral characteristics via hyper-spectral analysis methods / S.V.Strutynskyi, A.A.Hurzhi // Scientific Bulletin of the National Mining University. - Dnepr, 2017. - №1. - p.43-51.

ПОВІДОМЛЕННЯ

К.А. ЮЩЕНКО,

И.С. ГАХ,

Б.А. ЗАДЕРИЙ, Киев, Украина

НОВЫЕ ПОДХОДЫ ПРИ СОЗДАНИИ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ С МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ

Монокристаллы жаропрочных никелевых сплавов (ЖНС) благодаря уникальным свойствам находят приоритетное использование в качестве конструкционных материалов при изготовлении узлов и деталей, в т.ч. рабочих лопаток газотурбинных двигателей (ГТД), испытывающих наиболее высокие термомеханические нагрузки.

Несмотря на успехи выращивания монокристаллических деталей путем направленной кристаллизации, изготовление некоторых из них, таких, например, как охлаждаемые или длинномерные лопатки представляют сложный технологический и дорогостоящий процесс. В то же время всевозрастающие запросы по повышению эксплуатационных параметров ГТД могут быть выполнены путем усложнения их конструкции.

Становится очевидным, что выход может быть найден благодаря применению сварки при их изготовлении.

Комплекс теоретических и технологических решений в Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины позволяет выполнить эту задачу. На основе результатов исследований разработаны технологии при:

- ремонте технологических и эксплуатационных повреждений монокристалльных рабочих лопаток;
- изготовлении цельносварной монокристаллической охлаждаемой лопатки новой конструкции;
- укрупнении монокристалльных плоских заготовок толщиной 2-5 мм;
- сварке трубчатых монокристалльных деталей с толщиной стенки до 5 мм.

Исследования структуры сварных соединений подтверждают кристаллографическую однородность зон соединений, отсутствие зерен случайной ориентации, сохранение монокристалличности и свойств сварной конструкции в целом.

Привлечение сварочных технологий может служить в настоящее время наиболее рациональным, если не единственным в некоторых случаях решением проблемы создания изделий сложной геометрии из ЖНС с монокристаллической структурой.

ЗМІСТ

<i>Коваль В.А.</i> Вся жизнь – на благо отечества	3
---	---

ФІЗИКА ТА МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ

<i>Калафатова Л.П.</i> Мазильно охолоджуючі технологічні середовища як фактор підвищення ефективності процесів механічної обробки крихких конструкційних матеріалів	9
---	---

<i>Ліщенко Н.В., Ларшин В.П., Ковальчук О.М.</i> Імітаційне моделювання температурного поля при профільному зубошліфуванні	21
--	----

<i>Манохін А.С., Клименко С.А., Копейкіна М.Ю., Береснєв В.М., Столбовий В.О.</i> Знос інструментів з PcBN із покриттями (TiAlSiY)N, Mo ₂ N/CrN	33
--	----

<i>Новиков Ф. В., Рябенков И. А., Гуцаленко Ю. Г.</i> Закономерности управления упругими перемещениями в технологической системе при шлифовании	42
---	----

<i>Полянский В.И.</i> Расчет температуры шлифования с учетом баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь	51
---	----

<i>Тонконогий В.М., Рибак О.В.</i> Вибір параметрів шліфування плазмових покриттів при багатокритеріальній оптимізації технологічного процесу	60
---	----

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ МАШИНОБУДУВАННЯ

<i>Гайдаш Р. П., Коваленко Ю. І., Рудь М. П., Бондаренко М. О., Антонюк В. С.</i> Формування та керування стрічковим електронним потоком при мікрообробці елементів пристроїв для адитивного виробництва	69
--	----

<i>Гаращенко Я.Н.</i> Анализ характеристик послойного построения в зависимости от ориентации изделия в рабочем пространстве установки	79
---	----

<i>Мицык А.В., Федорович В.А.</i> Производительность и технологические особенности эффекта мультиэлементного группового энергетического воздействия на рабочую среду при отделочно-зачистной виброобработке	92
---	----

<i>Шелковий О.М., Степанов М.С., Гуцаленко Ю.Г.</i> Формування та адаптивне технологічне забезпечення ефективної спадковості інтегрованих технологій електричного розряду у життєвих циклах виробів шлифования	99
--	----

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ

<i>Гуцаленко Ю.Г.</i> Подходы к организации финишных технологических переходов операций алмазно-искрового шлифования.....	105
<i>Оргиян А.А., Баланюк А.В., Ткаченко Б.О.</i> Экспериментальные исследования колебаний и точности обработки при многолезцовом тонком растачивании	111
<i>Ткаченко Б.О., Яровий Ю.В.,</i> Застосовування методу розмірних ланцюгів для розрахунку похибки базування верстатних пристроїв	125
<i>Труш В.С.</i> Деякі аспекти вибору параметрів обробки титанових сплавів за термодифузійного насичення з кисневмісного газового середовища	134
<i>Федорович В.А., Пыжов И.Н, Рязанова-Хитровская Н.В., Вороний В.В.</i> Динамическое математическое моделирование процесса алмазного выравнивания	142

ОРГАНІЗАЦІЯ ВИРОБНИЦТВА: ТЕНДЕНЦІЇ РОЗВИТКУ

<i>Гусарев В.С.,</i> Технология - это что? Экономика или техника	153
<i>Мироненко Є. В., Калініченко В. В., Гузенко Д. Є.</i> Аналіз шляхів забезпечення енергоефективності процесів механічної обробки деталей у сучасному машинобудуванні	159
<i>Набока Е.Є., Набока О.В., Колісник М.Е.</i> Тенденції інноваційного розвитку підприємств харківського регіону	173
<i>Турманидзе Р.С., Бачанадзе В.И., Попхадзе Г.З.</i> Основные ожидаемые проблемы в период осуществления реформы „ИНДУСТРИЯ-4.0“ и пути их практического решения на основе повышения эффективности используемых мехатронных систем	177
<i>Strutynsky V. B., Yurchishin O.Ya., Kravets O.M., Polunichev V.E.</i> Dynamic characteristics of a mobile robot manipulator built on the basis of a mechanism with parallel kinematic couplings.....	192

ПОВІДОМЛЕННЯ

<i>Ющенко К.А., Гах И.С., Задерий Б.А.,</i> Новые подходы при создании конструкций из жаропрочных никелевых сплавов с монокристаллической структурой	207
--	-----

Науково-виробниче видання

СУЧАСНІ ТЕХНОЛОГІЇ В МАШИНОБУДУВАННІ

Збірник наукових праць
Українською, російською та англійською мовами

Випуск 13

Відповідальний за випуск: проф. *В. О. Федорович*

Матеріали відтворено з авторських оригіналів

Підп. до друку _____ Формат 70×100 1/16. Папір офісний.
RISO-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 20,0.
Наклад 300 прим. Зам. № _____

Видавничий центр НТУ «ХПІ».
Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2